



TITLE:

杭基礎における杭頭結合部の応力
伝達機構と安全性評価方法に関す
る研究(Dissertation_全文)

AUTHOR(S):

近田, 康夫

CITATION:

近田, 康夫. 杭基礎における杭頭結合部の応力伝達機構と安全性評価方法に関する研究. 京都大学, 1990, 工学博士

ISSUE DATE:

1990-03-23

URL:

<https://doi.org/10.14989/doctor.r7174>

RIGHT:

杭基礎における杭頭結合部の
応力伝達機構と安全性評価方法に
関する研究

平成元年10月

近 田 康 夫

杭基礎における杭頭結合部の
応力伝達機構と安全性評価方法に
関する研究

平成元年10月

近田康夫

杭基礎における杭頭結合部の応力伝達機構と 安全性評価方法に関する研究

目次

第1章 総論	1
1-1 杭頭結合部の設計の現状とその問題点	1
1-2 既存の研究	5
1-3 本研究の目的と概要	8
参考文献	9
第2章 杭頭結合部の応力伝達機構の数値解析手法に関する研究	14
2-1 概説	14
2-2 半解析的有限要素法	15
2-3 杭ーフーチング間の不連続面の表現	21
2-3-1 Goodmanのジョイント要素	21
2-3-2 非軸対称問題に対応した軸対称ジョイント要素	24
2-3-3 軸対称ジョイント要素の特性評価	29
2-4 不連続面の挙動を考慮した解析手法	38
2-5 結論	42
参考文献	42
第3章 有限要素法による杭頭結合部の応力伝達機構に関する研究	44
3-1 既存の実験結果による応力伝達機構の検討	44
3-2 有限要素解析による応力伝達機構の検討	47
3-2-1 解析モデル	47
3-2-2 解析結果	50
3-3 杭頭結合部の応力伝達に影響する諸因子の検討	57
3-3-1 中詰めコンクリート深さ	59
3-3-2 軸力	80
3-3-3 杭周面摩擦	81
3-3-4 その他	82
3-4 結論	82
参考文献	84

第4章 杭頭結合部の安全性評価方法に関する研究	85
4-1 概説	85
4-2 フーチングコンクリートの応力を指標とした安全性評価方法に関する 考察	85
4-3 要素の降伏ポテンシャルを指標とした安全性評価方法に関する考察	92
4-4 結論	116
参考文献	117
第5章 結論	118
謝辞	123

第1章 総論

1-1 杭頭結合部の設計の現状とその問題点

わが国の社会資本の蓄積は、経済の高度成長期をバネとして急速に増加してきた。その代表的なものの一つに国内交通網の整備がある。交通網の整備により、人と物質の移動が増大し、経済の成長を促進してきたと言っても過言ではない。その反面、災害などの発生により、ひとたび交通網が遮断されれば、社会的な影響はきわめて大きなものと言える。わが国の国土は河川が多く、国の動脈とも言える交通網は多くの橋梁を含んでいる。さらに、土壌的には、沖積層が多く、構造物の建設には決して良い条件とは言えない。特に、橋梁を建設する場合は尚さらである。従って、橋梁の基礎をより強固により安全にとの考えから、杭基礎が用いられることが多い。

わが国の道路関係でPC杭が最初に使用されたのは、昭和37(1962)年であり、その後使用が急速に増加し、昭和45年には、RC杭の出荷量を上回ったと言われる。一方、鋼管杭が最初に使用されたのは、昭和29年、米軍施設であるLST棧橋建設の際であり、その後、昭和33年に、初めて橋梁下部構造に使用されたとされている。昭和30年頃からの「設備投資ブーム」により、需要が急速に伸び、建設にともなう騒音・振動などの建設公害も指摘され、これらに対応すべく、施工方法の確立、新しい材料の採用などが進んできた¹⁾。

杭基礎の初期の段階においては、木杭を打設して地盤支持力を強化する地杭的存在で、設計は直接的な地盤反力を算出し、これを分担するように杭の配置を定めて、総て鉛直支持力の観点からのみ計算されていた。しかし、個々の設計者がY. L. Changの式などを研究し、材質も鋼杭などのように強固で、かつ、加工し易い杭が出現したことから、鉛直荷重のみでなく、水平荷重も支持することが計算上も可能となり、基礎形式として定着してきた。設計方法のマニュアルとしては、既往の実績をまとめる形で昭和39年に刊行された、「道路橋下部構造設計指針 くい基礎の設計篇²⁾」が最初である。この頃は、杭の設計施工が大きく発展する転換期であったため、群杭の取扱、極限設計的な考慮の可否など多くの点で未解決の点が残されていることを強調して、その後の実験研究分野の広さを示唆している。特に、杭頭結合部に関しては、構造上の弱点となり易く、また応力伝達の要となる部位であるにも関わらず、「結合部に生ずる各種応力に対し、安全に設計しなければならない」と規定しているのみで、具体的な設計手法には言及していない¹⁾。

その後、実績が蓄積され、杭頭結合部の設計に関する実験・試験例、設計例を収集・分析した結果、杭頭を剛結合と見なす2つの方法が取りまとめられ、昭和

47年に、道路局企画課長通達³⁾として行政的措置がとられた⁴⁾。この規定が、「道路橋下部構造設計設計指針・同解説 くい基礎の設計篇⁵⁾」を経て、「道路橋示方書・同解説 IV 下部構造編⁶⁾」に受け継がれた。

しかし、この規定は、それまでに実績のあった幾つかの杭頭設計方法を机上で分析した結果であるので、仮定している応力伝達機構（フーチング内の応力分布）の妥当性、鋼管杭を用いた場合に設置する蓋板の有効性などが後追いの形で実験的に検討された^{7), 8)}。それでも尚、応力伝達機構や、最終耐力の評価に不明の点が多いとされている。特に、その後の多くの実験的研究が、先の規定で無視している、杭とフーチングとの間の摩擦が応力伝達の支配的な因子の一つであることを指摘していた⁹⁾。

示方書の規定に対して、主として、施工時の煩雑さから、鋼管杭に取り付ける蓋板や定着鉄筋の溶接の効果への疑問が指摘され、これを検討するための研究が行われ¹⁰⁾、同時に従来から指摘されていた摩擦の寄与を考慮することを意図した、新しい設計方法が杭基礎設計便覧に規定された¹¹⁾。しかし、施工性や、経済性の面からの検討により、早くも部分的な修正が行われている¹²⁾。

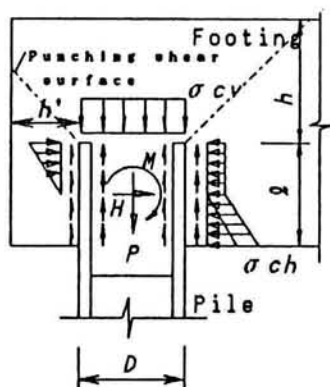
杭基礎設計便覧に規定された杭頭結合部設計方法の概要は以下の通りである。

杭頭部は、フーチングに剛結するものとし、2つの結合方法に大きく分類する。すなわち、杭頭部をフーチング内に杭径以上埋め込み、この埋め込み部をもって杭頭作用モーメントに抵抗させる「結合方法A」と、杭頭部のフーチングへの埋め込みを10cmとし、杭頭に設けた補強鉄筋による鉄筋コンクリート断面をもって杭頭作用モーメントに抵抗させる「結合方法B」である。それぞれの結合方法に対応して、杭の種類毎に構造詳細と安全性照査方法が規定されているが、鋼管杭に対する規定が基本となっており、他の種類の杭に対する規定はそれを杭種に応じて部分的に変更したものである。鋼管杭に対する規定が、他の種類の杭に対する規定と大きく異なる点は、鋼管杭では杭周面に鋼製のずれ止めという杭周面摩擦を確実にする物理的な構造を設けているのに対して他の杭ではこれが無いことである。これらの規定で考えられている杭頭結合部の応力伝達機構は、その安全性照査のための仮定応力分布からよく理解できる。

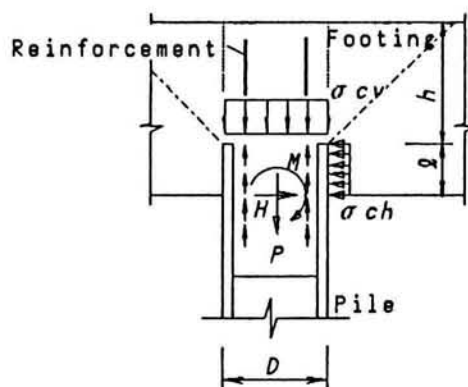
杭基礎設計便覧に示されている杭頭結合部の設計のため仮定されている応力伝達機構および構造詳細例は、Fig. 1-1 の様である。また、杭頭結合部の安全性照査方法はTable 1-1 のようである。

この新しい杭頭結合部の設計に関する規定においても、応力伝達機構に関しては、一部で杭周面摩擦を考慮しているとはいえ、基本的には、従来の仮定を踏襲したものとなっており、伝達機構が十分に解明されたとは言い難い。これは、実験的にも、杭とフーチングの境界面という不連続面近傍での応力測定を必要とすることから、その把握の難しさが推測される。

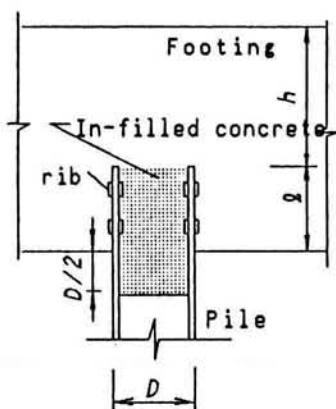
杭頭結合部を構造物全体の中で位置づけすれば、構造物中に数多く存在する結



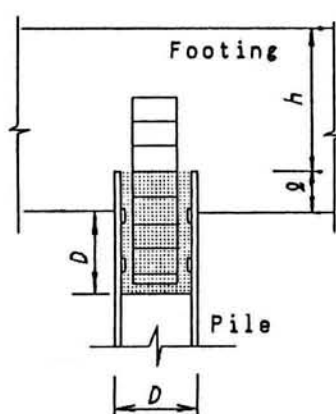
(a) Stress propagation (A-type)



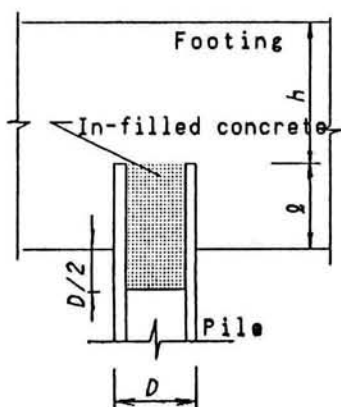
(b) Stress propagation (B-type)



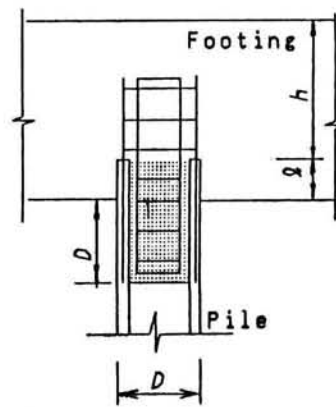
(c) Steel pile (A-type)



(d) Steel pile (B-type)



(e) PC pile (A-type)



(f) PC pile (B-type)

Fig.1-1 Current pile head joint design¹¹⁾

Table 1-1 Safety check formula at pile head joint

Steel Pile (A-type)	PC or RC Pile (A-type)
① $\sigma_{cv} = \frac{4(P-S)}{\pi D^2} \leq \sigma_{ca}$	① $\sigma_{cv} = \frac{P}{\pi (D-t')t'} \leq \sigma_{ca}$
② $\sigma_{ch} = \frac{H}{D\ell} - \frac{6M}{D\ell^2} \leq \sigma_{ca}$	② ←
③ $\tau_v = \frac{P-S}{\pi (D+h)h} \leq \tau_{a3}$	③ $\tau_v = \frac{P}{\pi (D+h)h} \leq \tau_{a3}$
④ $S_t = P_t - S \leq S_{ta} = S_{tu} / f_s$ $S_{tu} = 0.6 \cdot f \cdot H \quad (2.3M \leq \ell H)$ $= f \left(\frac{0.69M}{\ell} + \frac{0.13\ell H^2}{M} \right)$ $\quad \quad \quad (2.3M > \ell H)$ $S_{tu} \leq 0.2D\ell \sigma_{ck}$	④ ←
⑤ $\sigma_{cs} = \frac{P-S-S'}{\alpha n_1 \pi (D'-t)t} \leq \sigma_{ca}$	⑤ ———
⑥ $\tau_h = \frac{H}{h'(2\ell + D + 2h')} \leq \tau_{a3}$	⑥ ←

Steel Pile (B-type)	PC Pile (B-type)
A-type ①③④⑥	A-type ①③⑥
② $\sigma_{ch} = \frac{H}{D\ell} \leq \sigma_{ca}$	② ←
Check on RC part	←

Notation

σ_{cv} : Vertical bearing stress
 σ_{ch} : Horizontal bearing stress
 σ_{cs} : Vertical bearing stress at stopper on pile surface
 σ_{ck} : Strength of Concrete,
 σ_{ca} : Allowable bearing stress of concrete
 τ_v : Vertical punching shear stress,
 τ_h : Horizontal punching shear stress
 τ_{a3} : Allowable punching shear stress
 α : coefficient $\alpha=6$
P: Vertical push-in load
 P_t : Vertical pull-out load
H: Horizontal load, M: Moment load
D: Outer diameter of pile
 D' : Inner diameter of pile
 ℓ : Embedded length of pile head
h: Eff. thickness of footing(τ_v)
 h' : Eff. thickness of footing(τ_h)

t: Thickness of stopper(=rib)
 t' : Thickness of pile
 $S = n_2 \pi (D+t)t \sigma_{ca}$
 $S' = \pi (D-t')t' \sigma_{ca}$
 n_1 : Number of stopper on outer pile surface
 n_2 : Number of stopper on inner pile surface
 S_t : Shear force on outer pile-footing interface by P_t
 S_{ta} : Allowable shear load on outer pile-footing surface,
 S_{tu} : Ultimate shear strength on outer pile-footing surface
 $f_s = 3$ (Ordinary),
2 (Earthquake attack)
 $f = 0.7$ (Steel pile),
0.6 (PC or RC pile)

合構造の一つと言える。構造物全体の安全性を評価しようとする場合、個々の構成部材の安全性評価と共にそれら部材間をつなぐ結合部の安全性評価が重要な課題となる。したがって、杭頭結合部の応力伝達機構の解明は、より合理的な杭頭結合部の設計方法の確立（安全性評価も含めて）のために是非とも必要な課題であり、これなくしては、構造物全体の安全性評価もまたできないことになる。

本研究では、実験的には難しい応力伝達機構の解明を、有限要素法を用いて行うことを試み、その結果に基づいて杭頭結合部の安全性評価方法に関して若干の提案を行おうとするものである。

1-2 既存の研究

杭頭結合部に関する研究は、主として実験によるものが多く、その着目点としては、

- ① 応力伝達機構の解明
- ② 杭頭結合度の評価
- ③ 耐荷力の評価

が挙げられる。

これらの実験的な研究は、設計指針の規定の後追い検証実験（実験ピットで4本組杭基礎模型を用いたもの）、新しい素材であるPC杭やSC杭または、HSC杭を用いる場合のための強度の検証を目的としたものである。また、これとは別に、新しい設計・施工仕様を開発しようとしたものも見られる。これらの実験的研究では、Fig.1-2 に示すように、鉄筋コンクリート製のベース（フーチング）に杭を1本埋め込み、ちょうど実際の構造を逆さまにした形で、杭の先端に荷重を作用させる形式の模型を使用したものが多い。既存の研究を、検討項目と共にまとめると、Table 1-2 のようである。

これらの実験的な研究から得られた知見をまとめると以下のようである。

- ① 現行の設計は、十分な最終耐力を有している。
- ② 杭とフーチングとの間の付着が保たれるか否かによって応力伝達機構が大きく異なる。
- ③ 杭とフーチングとの間の付着、摩擦の寄与はかなり大きく、これを設計に取り入れるべきである。
- ④ 軸力が作用している場合には、耐力が増加する。すなわち、杭の抜け出しやフーチングの掘り起こし的な破壊が減少する。
- ⑤ フーチングへの杭頭の埋め込み深さ、中詰めコンクリート深さも、杭頭結合部の応力伝達機構への影響が大きい。

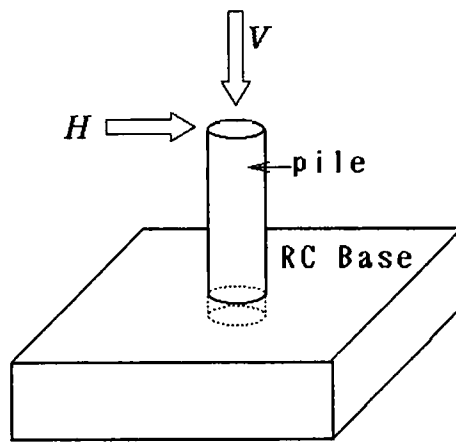


Fig.1-2 Schematic view of a typical experimental system

Table 1-2 List of studies on pile head joint

Item	LE	d'	RF	SF	US	MF	VF	HF	FR	PT	SD	H-PC	PC	SC	EX	NA
No. Year																
13) 1973	—	—	—	—	—	—	○	○	—	—	○	—	—	○	○	—
14) 1974	—	—	—	—	—	—	○	○	—	—	○	—	—	○	○	○
15) 1974	○	—	—	○	—	—	○	○	—	—	○	—	—	○	○	○
16) 1975	—	—	—	—	○	—	○	○	○	—	○	—	—	○	○	○
17) 1975	○	—	○	—	—	—	○	○	○	—	○	—	—	○	○	○
18) 1978	○	—	○	—	○	—	○	○	—	○	○	—	—	○	○	—
19) 1978	○	—	—	—	○	—	○	—	—	○	○	—	—	○	○	○
20) 1979	○	—	○	○	—	—	○	○	—	—	—	—	○	○	○	—
21) 1979	—	—	—	—	○	○	○	○	○	○	○	—	—	○	○	—
22) 1980	○	—	○	—	○	—	○	○	○	—	○	—	—	○	○	—
23) 1981	○	—	—	—	○	—	—	○	—	—	○	—	—	○	○	—
24) 1981	—	—	—	—	○	—	○	—	—	○	○	—	—	○	○	—
25) 1982	○	○	—	—	—	○	—	○	—	○	○	—	—	○	○	—
26) 1982	—	—	—	—	○	—	—	○	○	—	○	—	○		○	—
27) 1982	○	—	○	—	—	○	—	—	○	—	○	—	—	○	○	—
28) 1982	○	○	○	—	○	○	○	○	○	—	○	—	○	—	○	—
29) 1982	—	—	—	—	○	○	○	—	—	—	○	○	—	—	○	—
30) 1983	—	—	—	—	—	—	○	—	—	○	—	—	—	○	○	—
31) 1983	○	○	—	—	○	—	○	○	—	—	○	—	○	○	○	○
32) 1983	○	○	○	—	○	—	○	○	—	—	○	○	—	—	○	—
33) 1984	○	○	○	—	○	—	—	○	—	—	○	○	—	—	○	—
34) 1984	—	—	○	—	○	—	—	○	—	○	○	○	—	—	○	—
35) 1984	○	○	○	—	○	—	—	○	—	—	○	○	—	—	○	—
36) 1984	—	—	○	—	○	—	○	○	—	—	○	—	—	○	○	—
37) 1985	—	—	—	—	—	○	○	○	—	—	○	—	○	—	—	○
38) 1985	—	○	○	—	○	—	○	—	—	○	—	○	—	—	○	—

Table 1-2 List of studies on pile head joint(Continue)

Item	LE	d'	RF	SF	US	MF	VF	HF	FR	PT	SD	H-PC	PC	SC	EX	NA
No. Year																
39) 1985	○	○	○	—	○	—	—	○	○	○	—	—	—	○	○	—
40) 1985	—	—	○	—	○	—	—	○	○	—	○	○	—	—	○	—
41) 1985	—	—	○	—	—	—	○	○	—	○	○	—	—	○	○	—
42) 1985	○	—	—	○	○	—	—	○	—	—	—	—	—	○	○	—
43) 1985	—	○	—	—	—	—	○	○	—	—	○	○	—	—	○	—
44) 1985	—	—	○	—	○	—	○	○	—	—	—	○	—	—	○	○
45) 1985	—	○	—	—	○	—	—	○	—	—	—	○	—	—	○	—
46) 1985	—	—	—	—	○	—	○	○	○	—	—	○	—	—	○	—
47) 1986	—	—	—	—	○	—	○	○	—	—	—	○	—	—	○	—
48) 1986	—	○	○	—	○	○	○	○	—	—	—	○	—	—	○	—
49) 1986	—	○	—	—	○	—	—	○	—	—	—	○	—	—	○	—
50) 1986	—	—	○	—	—	○	—	—	—	—	—	○	—	—	○	—
51) 1986	—	—	—	—	○	—	○	—	—	○	○	—	—	○	○	—
52) 1986	—	—	—	—	—	○	○	○	—	—	○	—	○	—	—	○
53) 1986	—	—	—	—	○	—	○	○	—	—	○	○	—	—	○	○
54) 1986	○	—	—	—	○	○	○	○	○	—	—	○	—	—	○	—
55) 1986	—	○	—	—	—	—	○	○	—	—	○	○	—	—	—	○
56) 1986	○	—	○	—	—	—	○	○	—	—	○	○	—	—	—	○
57) 1987	○	—	—	—	○	—	○	—	—	—	—	—	—	○	○	—
58) 1987	○	○	○	—	○	—	○	○	○	○	—	—	—	○	○	—
59) 1987	○	○	○	—	○	—	○	○	○	○	—	—	—	○	○	—
60) 1987	—	○	—	—	○	—	○	○	—	○	—	—	—	○	○	—
61) 1988	○	○	—	—	○	—	○	○	—	○	—	—	—	○	○	—
62) 1988	○	○	—	—	○	—	○	○	—	○	—	—	—	○	○	—
63) 1988	—	○	—	—	—	○	○	○	—	—	○	—	○	—	—	○
63) 1988	○	○	—	—	—	○	○	○	—	—	—	—	○	○	—	○

Items

LE:Embedded length into
footing

d':In-filled concrete depth

RF:Amount of reinforcement

SF:Size of footing

US:Ultimate Strength

MF:Moment load

VF:Vertical load(Axial load)

HF:Horizontal load

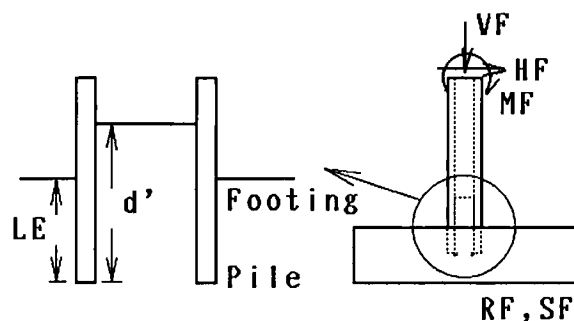
FR:Fixing ratio

PT:Pile head treatment

SD:Stress distribution profile

PC:PC pile

EX:Experimental study



H-PC:High strength PC pile

SC:Steel Concrete (SC) pile

NA:Numerical analysis (FEM)

以上のような指摘がなされた結果、杭頭をフーチング内へある程度深く埋め込み、この埋め込み部を持って杭頭作用モーメントに抵抗させる結合方法Aでは、杭径程度埋め込めば充分であることが確認されている。また、杭とフーチングとの間の付着が保たれれば、杭側面で分担される力を設計に取り込むことが出来ることから、鋼管杭に対して、杭周面に鋼製のずれ止めを溶接する方法が考案され、新しい杭頭設計方法として提示された。

また、新しい杭頭処理方法を提案することを目的とした研究がみられる。例えば、“コーンヘッド⁶⁰⁾”と名付けられた円錐状杭頭金物、“KPヘッド⁵⁷⁾”と名付けられた回転曲面状の杭頭金物を用いる鋼管杭に対する杭頭処理方法、さらに“鋼製ソケット³⁸⁾”と名付けられた杭頭治具等が提案されている。

理論的な研究としては、杭頭結合度を解析に取り入れることを目的としたものが散見されるのみでほとんどないと言える。また、数値計算を用いた解析も、軸力のみが作用する、軸対称問題としての取り扱いがほとんどであり、水平力も作用した場合の解析は、筆者ら^{37), 52)}、黒正ら^{31), 53)}によるものがみられる程度である。黒正らの解析では、杭とフーチングの境界面における摩擦の寄与を評価できない等の点で解析としては不十分ではあるが、実験結果との比較から、非軸対称問題に対する半解析手法の妥当性を検証している。筆者らの手法は、半解析的手法を基本とすることでは黒正らと同様であるが杭、フーチング境界面の表現に新たに定式化した軸対称ジョイント要素を用いることにより摩擦の寄与を評価できること、さらに、黒正らが0次、1次の2調和成分のみを採用しているのに比較して、0次～4次の5調和成分を採用することでより正確に実際の現象を表現できるものとなっている。

以上に述べたように、これまでは、主として実験的な研究成果に基づいて、より合理的な設計方法への改善が計られている。しかし、安全性評価方法は、先にFig. 1-1 および Table 1-1 に示したように、本質的には2次元的な簡単な力の釣合を仮定して行う段階に留まっている。

1-3 本研究の目的と概要

前節で述べたように、杭頭結合部の応力伝達あるいは安全性評価に関する研究は主として実験的に行われている。しかし、杭頭応力伝達機構に影響する個々のパラメータのより詳細な検討や、より合理的な安全性評価方法の確立には、実験的研究に加えて数値計算によるパラメトリックスタディが有効な一手段と考えられる。

このような観点から、本研究では、有限要素法を用いて杭頭結合部の応力伝達機構の解明を試みると共に、有限要素解析結果に基づいて杭頭結合部の安全性評価方法に関して若干の提案を行おうとするものである。以下に、本研究の概要を示す。

第2章では、杭頭結合部の応力伝達機構を解析するための数値解析手法に関して述べる。すなわち、杭頭結合部が、形状的には軸対称体であるものの、荷重条件は非軸対称であることを考慮して、Fourier 級数の直交性を利用する「半解析的手法(Semi-analytical technique)^{65), 66)}」を採用することとする。また、杭とフーチングの間の境界面での剝離あるいは滑動が応力伝達機構に大きく影響することが、先に述べた既存の実験結果からも推察されるので、これを表現するために、半解析的手法に適用可能な軸対称ジョイント要素を新たに定式化し、その挙動特性を検討する。

第3章では、第2章で述べた解析手法を用いて、実際に杭頭都合部の応力伝達機構を解析する。解析は、PC杭、鋼管杭の2つの管種に対して、それぞれ結合方法A, Bをモデル化して行う。着目するパラメータは、中詰めコンクリート深さ、軸力の有無、杭とフーチングの間の境界面での摩擦の大きさ（ジョイント要素に与える特性値で表現）である。杭頭埋め込み深さに関しては、結合方法A, Bで埋め込み深さが異なるので、モデルの違いとして取り扱うこととした。

解析結果に関して、剝離あるいは滑動が発生しない場合と発生する場合とで、フーチングコンクリートの支圧応力分布がどの様に異なるか、また、個々のパラメータが応力分布傾向にどの様に影響するのかを検討・考察し、杭頭結合部での応力伝達機構に関する考察を行う。

第4章では、第3章の数値計算結果に基づいて、杭頭結合部の安全性評価方法に関して検討する。特に、フーチング支圧応力が最も大きくなる杭側面での応力分布のモデル化に関して検討し、杭周方向の支圧応力分布、杭周面摩擦、支圧有効域を考慮した1つのモデルを提案する。さらに、フーチングコンクリートの支圧応力のみでなく、杭も含めた形での杭頭結合部の安全性評価方法を検討する。すなわち、有限要素解析結果の応力値から、塑性理論を用いて要素毎に降伏に至るまでの余裕を計算、比較することにより、より破壊し易い部位を特定することで杭も含めた杭頭結合部全体の安全性評価を試みる。

第5章では、本研究で明らかになった事項や得られた結論を要約する。

参 考 文 献

- 1)建設省土木研究所、構造橋梁部基礎研究室：杭頭結合条件を考慮した橋梁杭基礎の設計方法に関する研究、第1章、土木研究所資料 No. 1874, 1982.
- 2)日本道路協会：道路橋下部構造設計指針・杭基礎の設計篇、丸善、1964.
- 3)建設省道路局企画課長：くい頭部とフーチングの結合部の設計について、建設省道企発第41号、1972. 6. 24.

- 4) 浅間、足立：くい頭部とフーチングの結合部の設計 -道路局企画課長通達の解説- , 道路, pp.76-84, 1972.7.
- 5) 日本道路協会：道路橋下部構造設計指針・同解説、丸善、1976.
- 6) 日本道路協会：道路橋示方書（Ⅰ共通編・Ⅳ下部構造編）・同解説、丸善、1980
- 7) 駒田敬一他：くい頭部とフーチングの結合部の試験について、第27回建設省技術研究会報告、pp.199~200, 1973.
- 8) 駒田敬一他：くい頭部とフーチングの結合部の試験について、第28回建設省技術研究会報告、pp.284~293, 1974.
- 9) 例えば、榎並昭他：鋼管杭頭部と鉄筋コンクリート基礎板接合部の水平加力実験、日本建築学会大会学術講演会梗概集、pp.2033~2036, 1978.9.
- 10) 浅沼秀弥他：リブで補強した杭頭コンクリートの押し抜き実験、土木学会第38回年次学術講演会講演概要集、Ⅲ-313, pp.625~626, 1983.
- 11) 日本道路協会：杭基礎設計便覧、pp.276~299、丸善、1986.1.
- 12) 建設省道路局企画課長：「くい頭部とフーチングの結合部の設計について」の運用について、建設省都市局、道路局事務連絡、1981.9.24.
- 13) 駒田敬一他：くい頭部の応力伝達について、土木学会年次学術講演会概要集、Ⅲ-99, pp.199~200, 1973.
- 14) 駒田敬一他：くい頭部とフーチングの結合部の試験について、第27回建設省技術研究会報告、pp.93~98, 1974.
- 15) 足立義雄：くいとフーチングの結合部の剛性、土木技術資料, Vol.16, No.10, pp.8~14, 1974.
- 16) 駒田敬一他：くい頭部とフーチングの結合に関する実験、道路, pp.37~41, 1975.6.
- 17) 駒田敬一他：くい頭部とフーチングの結合部の試験について、（第2報）、第28回建設省技術研究会報告、pp.284~293, 1975.
- 18) 榎並昭他：鋼管杭頭と鉄筋コンクリート基礎板接合部の水平加力実験（その1~その2）、日本建築学会大会学術講演梗概集、pp.2033~2036, 1978.9.
- 19) 榎並昭他：鋼管杭頭部の支圧及び付着に関する研究（その1~その5）、日本建築学会大会学術講演梗概集、pp.2021~2032, 1978.9.
- 20) 中田文四郎：杭頭部の結合方法に関する開発研究（第1報）、日本建築学会大会学術講演梗概集、pp.1707~1708, 1979.9.
- 21) 田沢光弥他：鋼管杭頭とフーチング接合部の耐力実験、大成建設技術研究所報、第12号、pp.149~158, 1979.
- 22) 栗原清隆：杭頭部の結合方法に関する開発研究（第Ⅱ報鋼管ぐいの場合）、日本建築学会大会学術講演梗概集、pp.2067~2068, 1980.9.
- 23) 黒正清治他：正負交番繰返し水平力を受ける杭と基礎の結合部に関する実験研究（その1~その3）、日本建築学会大会学術講演梗概集、pp.2323~2328, 1981.9.

- 24) 福井次郎他：くい頭部の耐力に関する模型実験，土木学会第36会年次学術講演会講演概要集，Ⅲ-307，pp. 612～613, 1981.
- 25) 福井次郎他：水平力に対するくい頭結合部の耐力に関する模型実験，土木学会第37会年次学術講演会講演概要集，Ⅲ-309，pp. 617～618, 1982.
- 26) 福島孝之他：PC杭杭頭固定度の曲げ耐力性状に関する実験的研究，日本建築学会大会学術講演梗概集，pp. 2145～2146, 1982. 10.
- 27) 大和真一他：くい頭をフーチングに接合したSCくいの曲げ特性，日本建築学会大会学術講演梗概集，pp. 2147～2148, 1982. 10.
- 28) 太田実他：杭頭結合部の曲げ及び引抜き実験（その1）（その2），日本建築学会大会学術講演梗概集，pp. 2149～2152, 1982. 10.
- 29) 小澤照彦他：フーチングに接合した高強度PC杭の耐力変形性能，日本建築学会大会学術講演梗概集，pp. 1749～1750, 1982. 10.
- 30) 浅沼秀弥他：リブで補強した杭頭コンクリートの押し抜き実験，土木学会第38会年次学術講演会講演概要集，Ⅲ-313，pp. 625～626, 1983.
- 31) 黒正清治他：水平力を受ける杭と基礎の結合部に関する研究（その1～その4），日本建築学会大会学術講演梗概集，pp. 2727～2730, 1983. 9.
- 32) 大西靖和他：水平力と軸力を受ける杭頭結合部の終局耐力（その1）（その2），日本建築学会大会学術講演梗概集，pp. 2731～2738, 1983. 9.
- 33) 杉村義広他：高強度プレストレストコンクリートぐいの地震被害とその再現実験，日本建築学会論文報告集，第340号，pp. 40～50, 1984. 6.
- 34) 才津敏治他：杭とフーチングの一結合方法の提案，日本建築学会大会学術梗概集，pp. 2439～2440, 1984. 10.
- 35) 大西清和他：水平力を受ける杭頭結合部の終局耐力，日本建築学会大会学術講演梗概集，pp. 2441～2444, 1984. 10.
- 36) 秋山宏他：水平力を受ける鋼管くい基礎接合部に関する実験（その1）～（その3），日本建築学会大会学術講演梗概集，pp. 2445～2450, 1984. 10.
- 37) 小堀為雄他：杭基礎の杭頭結合部における応力分布について，土木学会論文集，第356号／I-3，pp. 295～301, 1985. 4.
- 38) 黒田清治他：鋼製ソケットによる杭頭結合部に関する研究，その1～その2，日本建築学会大会学術講演梗概集，pp. 985～988, 1985. 10.
- 39) 福井次郎他：新しい鋼管杭の杭頭結合方法について，土木学会第40回年次学術講演会概要集，Ⅲ-66，pp. 131～132, 1985. 9.
- 40) 山本稜威太他：杭頭結合部に関する強度特性と破壊性状，日本建築学会大会学術講演梗概集，pp. 989～990, 1985. 10.
- 41) 大野英則他：円錐状杭頭金物を使用した鋼管杭杭頭部が鉛直荷重と水平荷重を同時に受ける場合の変形挙動，日本建築学会大会学術講演梗概集，pp. 999～1000, 1985. 10.
- 42) 秋山宏他：水平力を受ける鋼管くい基礎接合部に関する実験（その4）（その5），日本建築学会大会学術講演梗概集，pp. 1001～1004, 1985. 10.

- 43) 黒正清治他：高強度PC杭の曲げ変形性能に関する実験研究（その４）（その５），日本建築学会大会学術講演梗概集，pp. 973～976, 1985. 10.
- 44) 黒田清治他：高強度PC杭の耐力及び変形性能向上に関する研究（その１）（その２），日本建築学会大会学術講演梗概集，pp. 977～980, 1985. 10.
- 45) 菊地優他：遠心力PHC 杭のコンクリート充填効果について，日本建築学会大会学術講演梗概集，pp. 981～982, 1985. 10.
- 46) 杉村義広他：PHC 杭の杭頭固定度と破壊耐力に関する実験的研究（その１～その４），日本建築学会大会学術講演梗概集，pp. 991～998, 1985. 10.
- 47) 斎見恭平他：薄肉鋼板被覆高強度PC杭の力学性状について，日本建築学会大会学術講演梗概集，pp. 1243～1244, 1986. 8.
- 48) 黒正清治他：高強度PC杭の耐力及び変形性能向上に関する研究（その３～その４），日本建築学会大会学術講演梗概集，pp. 1245～1248, 1986. 8.
- 49) 後藤康明他：PHC 杭(C種)のコンクリート充填効果について，日本建築学会大会学術講演梗概集，pp. 1249～1250, 1986. 8.
- 50) 土田伸治他：PRC 杭の靱性向上における横拘束筋効果の実験，日本建築学会大会学術講演梗概集，pp. 1251～1252, 1986. 8.
- 51) 佐藤徹他：鋼管杭の各種杭頭処理方法の耐荷力の比較実験，土木学会北海道支部論文報告集，I-19，pp. 583～592, 1986. 10.
- 52) 小堀為雄他：剝離，滑動を考慮した杭頭結合部の応力伝達について，土木学会論文集，第374号／I-6，pp. 295～301, 1986. 10.
- 53) 和田章他：軸力と水平力を受けるくいとフーチングの結合部における応力伝達に関する研究，日本建築学会構造系論文報告集，第364号，pp. 111～120, 1986. 6.
- 54) 杉村義広他：PHC 杭の杭頭接合方法に関する実験研究（その１～その３），日本建築学会大会学術講演梗概集，pp. 1257～1262, 1986. 8.
- 55) 黒正清治他：高強度PC杭の曲げ変形性能に関する実験研究，日本建築学会大会学術講演梗概集，pp. 1241～1242, 1986. 8.
- 56) 黒正清治他：水平力を受ける杭と基礎の結合部に関する研究，日本建築学会大会学術講演梗概集，pp. 1255～1256, 1986. 8.
- 57) 久保田鉄工(株)：「クボタKPヘッド」パンフレット、K-104-1, 1986.
- 58) 杉村義広：杭頭回転拘束度及び杭長を考慮した杭の水平抵抗理論解，日本建築学会論文報告集，第365号，pp. 132～143, 1986. 7.
- 59) 杉村、平出：高強度プレストレストコンクリート杭の杭頭接合部の構造性能に関する研究，建築研究所報告 No. 112, 1987. 3.
- 60) 川上圭二他：新日鐵式杭頭金物「コーンヘッド」，カラム，NO. 103, pp. 91～96, 1987.
- 61) 加藤敏他：貫通式鋼管杭頭処理方式の施工について，土木学会第43回年次学術講演回講演概要集，I-249, 1988. 10.
- 62) 森本精洋他：各種鋼管杭頭処理方式の引き抜き・曲げ・捩れの耐荷力比較実験

- について、土木学会第43回年次学術講演回講演概要集, I-250, 1988. 10.
- 63) 近田康夫他：杭頭結合部の応力伝達機構に関する研究（中詰めコンクリートの効果について）、土木学会第43回年次学術講演回講演概要集, I-251, 1988. 10.
- 64) 中島正毅他：杭頭結合部の安全性評価に関する一考察、土木学会第43回年次学術講演回講演概要集, I-251, 1988. 10.
- 65) Wilson, E. L. : Structural Analysis of Axi-Symmetric Solids, J. A. I. A. A., Vol. 3, pp. 2269~2274, 1965.
- 66) Zienkiewicz, O. C. 著, 吉識・山田監訳：マトリックス有限要素法（3訂版）, pp. 371~390, 培風館, 1984.

第2章 杭頭結合部の応力伝達機構の 数値解析手法に関する研究

2-1 概説

杭基礎の中から、杭とフーチングの結合部のみを取り出して、その部位における応力伝達機構を解析することを考えると、巨視的には、フーチングという均質な弾性体の中に杭という円筒状の物体が埋め込まれており、その境界面における付着、支圧、摩擦などにより力が伝達される。挙動としては、片持ち梁と類似しているが、杭のフーチング内に埋め込まれた部分での弾性変形や、境界面での力の伝達を考慮することは、解析学的方法では境界条件が複雑すぎて殆ど不可能と言って良い。このように、形状や境界条件が複雑な問題に対しては、対象を細かな単位に分解して、その単位での力の釣合を考え、重ね合わせの原理を用いて全体の挙動を解析する、数値解析と総称される手法が唯一の解析法となる。数値解析手法としては、差分法、有限要素法、境界要素法が良く知られているが、ここでは、今日の最もポピュラーな数値解析手法である有限要素法を用いて杭頭結合部の応力伝達機構を解析することにする。

有限要素法は、1950年代初頭に航空機の構造解析の手法として考案された‘マトリックス構造解析法’を母胎として、偶然にも時を同じくして開発された電子計算機の出現により、それまでは理論的には可能でも実際には実行不能であった極めて複雑で大量の構造計算を短時間で処理することを可能にする、オール・マイティな手法となった。初期には、航空工学の分野での応用がもっぱらであったが、Clough, Zienkiewicz といった先駆者により土木工学の構造解析の諸分野に導入され、1970年代に入ってから、電子計算機の普及とともに急速に応用が進んだ。今日では土木工学に欠かせない重要な構造解析手法の一つとなっている。また、近年では、重み付き残差法の考え方を導入することによって、土壌中の地下水の流れや水中で振動する物体の見かけ質量問題、タンク内の液体のスロッシングなどの構造工学以外の分野の問題を解析するためにも応用されている¹⁾。

有限要素法の内容や、基礎的な事項に関しては専門書、例えばZienkiewicz の名著²⁾に譲ることにして、以下では、有限要素法を用いて杭頭結合部の応力伝達機構を解析するために必要な事柄に限定して述べる。

具体的な手法としては、解析対象の形状的特性並びに計算機の容量などを考慮して、直交関数を応用する「半解析的手法」を採用する。この手法の採用により、要素分割は一子午面に関してのみでよいことになる。また、杭とフーチングの境界面を表現するために「半解析的手法に適用可能な軸対称ジョイント要素」を新

たに導入し、簡単なモデル計算を通じて、剝離、滑動といった挙動特性を確認する。

2-2 半解析的有限要素法^{3), 4)}

杭頭結合部は、形状的には軸対称体としてとらえることができる。しかし、荷重条件は、一般的に軸対称条件を満足しないので、軸対称問題としての取扱いは、荷重が軸力のみであるような特殊な場合を除いては、できない。従って、このような対象を有限要素法を用いて解析しようとする場合、3次元解析を行うことになるが、電子計算機の容量の不足、入力データの作成の煩雑さ、計算時間の増大といった問題が生じ、実行不可能ではないにしても実用的な手法とはいえない。そこで、解析対象の形状が軸対称であるという特徴に、その物性値が円周方向に変化しないことを制約条件として加えることにより、以下に述べる「半解析的手法」が適用可能となる^{5), 6), 7)}。この半解析的手法は、一般に、有限帯板法⁸⁾と呼ばれる手法を、軸対称体に適用したもので、最初に Wilson⁴⁾ によって、その定式化が示された。以下に、その概要と、軸対称中実体への適用に関する注意事項を述べる。

Fig. 2-1 に示すように、円筒座標系 (r, z, θ) を設定し、軸対称体の物性値が円周 (θ) 方向に変化しないものとする。軸対称体を、四辺形断面を有する回転体の集合としてモデル化し、回転体同士は節円 (Nodal circle) で結合されている。節点 (節円) の変位は、円筒座標系において、半径方向 (r) 、回転軸方向 (z) そして円周方向 (θ) の3成分を有する。これらの変位成分は、子午面 (r, z) 内では多項式、円周方向にはフーリエ級数 (Fourier series) で表現されるものとする。有限要素法の定式化にしたがって変位の要素内での変化を表現する形状関数を仮定すれば、変位 u は、 M 個の調和成分項の重ね合わせの形で、次式のように表現できる。

$$u = \begin{Bmatrix} u \\ v \\ w \end{Bmatrix} = N(r, z, \theta) \cdot a$$

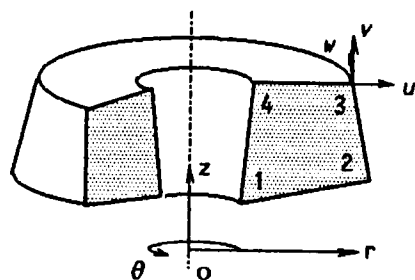


Fig. 2-1 Axisymmetric body

$$= a_0 + \sum_{m=1}^M N(r, z) \cdot \cos(m\theta) a^c_m + \sum_{m=1}^M N(r, z) \cdot \sin(m\theta) a^s_m \quad (2-1)$$

ただし、 u , v および w はそれぞれ、 r , z および θ 方向の変位成分、 N は形状関数行列である。 a_0 , a^c_m および a^s_m はそれぞれ、節点に関するフーリエ振幅ベクトルである。右辺第2項の上添え字“ c ”を付した項はフーリエ級数の余弦項 (cosine series) を、第3項の上添え字“ s ”を付した項は正弦項 (sine series) を表している。また、下添え字“ 0 ”および“ m ”はフーリエ次数を表している。

同様に、荷重項 f も次式のように表現できる。

$$f = \begin{Bmatrix} f_r \\ f_z \\ f_\theta \end{Bmatrix} = f_0 + \sum_{m=1}^M \cos(m\theta) f^c_m + \sum_{m=1}^M \sin(m\theta) f^s_m \quad (2-2)$$

ただし、級数項の数 M は、荷重 f を十分な精度で表現するのに必要な項数であり、 f_r , f_z および f_θ はそれぞれ、 r , z および θ 方向の荷重成分である。

一方、微小変位理論によれば、円筒座標系における、変位-ひずみ関係は次式で与えられる⁹⁾

$$\epsilon = \begin{Bmatrix} \epsilon_r \\ \epsilon_z \\ \epsilon_\theta \\ \gamma_{rz} \\ \gamma_{r\theta} \\ \gamma_{z\theta} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \frac{\partial u}{\partial r} \\ \frac{\partial v}{\partial z} \\ \frac{u}{r} + \frac{\partial w}{\partial \theta} \\ \frac{\partial u}{\partial z} + \frac{\partial v}{\partial r} \\ \frac{1}{r} \frac{\partial w}{\partial \theta} + \frac{\partial w}{\partial r} - \frac{w}{r} \\ \frac{1}{r} \frac{\partial v}{\partial \theta} + \frac{\partial w}{\partial z} \end{Bmatrix} \quad (2-3)$$

またはこれをマトリックス表示して

$$\epsilon = B a = [B_0 \ B_1 \ \cdots \ B_M] \begin{Bmatrix} a_0 \\ a_1 \\ \vdots \\ a_M \end{Bmatrix} \quad (2-4)$$

ただし、

$$\mathbf{a}_m = \begin{Bmatrix} \mathbf{a}^c_m \\ \mathbf{a}^s_m \end{Bmatrix} \quad (2-5)$$

Eqs. (2-1), (2-4) より、任意の要素の節点 i に関する節点変位—ひずみ関係を与えるひずみマトリックス B の m 次調和成分項は、次式のように表現できる。

$$\mathbf{B}_{i,m} = [\mathbf{B}^c_{i,m} \quad \mathbf{B}^s_{i,m}] \quad (2-6a)$$

ここに、

$$\mathbf{B}^c_{i,m} = \mathbf{B}_i' \cos(m\theta) - \mathbf{B}_i'' \sin(m\theta) \quad (2-6b)$$

$$\mathbf{B}^s_{i,m} = \mathbf{B}_i' \sin(m\theta) + \mathbf{B}_i'' \cos(m\theta) \quad (2-6c)$$

ただし、 \mathbf{B}_i' および \mathbf{B}_i'' は形状関数を用いて Eqs. (2-7), (2-8) のように表せる。

$$\mathbf{B}_i' = \begin{bmatrix} \frac{\partial N_i}{\partial r} & 0 & 0 \\ 0 & \frac{\partial N_i}{\partial z} & 0 \\ \frac{N_i}{r} & 0 & 0 \\ \frac{\partial N_i}{\partial z} & \frac{\partial N_i}{\partial r} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{\partial N_i}{\partial r} - \frac{N_i}{r} \\ 0 & 0 & \frac{\partial N_i}{\partial z} \end{bmatrix} \quad (2-7)$$

$$\mathbf{B}_i'' = \frac{m \cdot N_i}{r} \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \\ 0 & 0 & 0 \\ 1 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \end{bmatrix} \quad (2-8)$$

ただし、 N_i は節点 i に関する形状関数であり、4 節点アイソ・パラメトリック要素の場合、Fig. 2-2 のように座標軸を選べば、次式のようなである。

$$N_1 = 0.25 \cdot (1 - \xi)(1 - \eta) \quad (2-9a)$$

$$N_2 = 0.25 \cdot (1 + \xi)(1 - \eta) \quad (2-9b)$$

$$N_3 = 0.25 \cdot (1 + \xi)(1 + \eta) \quad (2-9c)$$

$$N_4 = 0.25 \cdot (1 - \xi)(1 + \eta) \quad (2-9d)$$

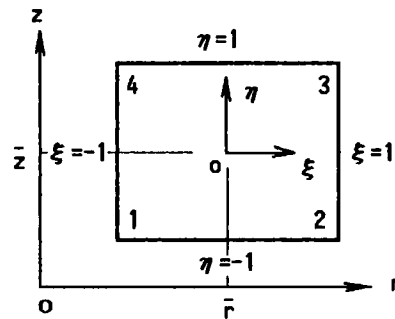


Fig.2-2 Normalized co-ordinate system

一般的な有限要素法の定式化にしたがえば、要素剛性マトリックスの部分マトリックスの一般形は、

$$K_{ij}^{mn} = \int_V (B_{im})^T D B_{jm} dV = \int_0^{2\pi} d\theta \int_A (B_{im})^T D B_{jm} r dr dz \quad (2-10)$$

となる。ただし、ひずみ-応力マトリックス $D = D(r, z)$ は、次式のようなである。

$$D = \begin{bmatrix} \lambda + 2\mu & \lambda & \lambda & 0 & 0 & 0 \\ \lambda & \lambda + 2\mu & \lambda & 0 & 0 & 0 \\ \lambda & \lambda & \lambda + 2\mu & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \mu & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \mu & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \mu \end{bmatrix} \quad (2-11)$$

ただし、

$$\lambda = \frac{E\nu}{(1+\nu)(1-2\nu)}, \quad \mu = \frac{E}{2(2+\nu)} \quad (2-12)$$

ここに、 λ 、 μ は Lamé の定数であり、 E 、 ν はそれぞれヤング率 (Young's Modulus)、ポアソン比 (Poisson ratio) である。

ところで、Eq. (2-10) の右辺の計算には、

$$\int_0^{2\pi} \sin(m\theta) d\theta = \int_0^{2\pi} \cos(m\theta) d\theta = 0 \quad (m = 0, 1 \cdots M) \quad (2-13a)$$

$$\int_0^{2\pi} \sin(m\theta) \cdot \cos(n\theta) d\theta = 0 \quad (m, n = 0, 1 \cdots M) \quad (2-13b)$$

$$\int_0^{2\pi} \sin(m\theta) \cdot \sin(n\theta) d\theta \int_0^{2\pi} \cos(m\theta) \cdot \cos(n\theta) d\theta = 0 \quad (m \neq n) \quad (2-13c)$$

$$\int_0^{2\pi} \sin(m\theta) \cdot \sin(n\theta) d\theta \int_0^{2\pi} \cos(m\theta) \cdot \cos(n\theta) d\theta = \pi \quad (m = n) \quad (2-13d)$$

などの演算が含まれる。これらの諸関係式を用いると、次式の恒等的関係が得られる。

$$K_{ij}^{mn} = 0 \quad (m \neq n) \quad (2-14)$$

結果的に、各要素に関する平衡方程式を重ね合わせた全体平衡方程式は、調和成分毎に分離されることになる。すなわち、次式のようなのである。

$$\begin{bmatrix} K^{00} & & 0 \\ & K^{mm} & \\ 0 & & K^{MM} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} a^0 \\ \vdots \\ a^m \\ \vdots \\ a^M \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} f^0 \\ \vdots \\ f^m \\ \vdots \\ f^M \end{bmatrix} \quad (2-15)$$

上式は、調和次数毎に分離された $M+1$ 組のフーリエ振幅 a^c_m 、 a^s_m に関する連立 1 次方程式を解けば良いことを示している。

実際に応用される場合には、荷重および変位が $\theta = 0$ 子午面に関して対称、あるいは反対称である場合が多いので未知数の数はさらに減少することになる。すなわち、 a^c_m または a^s_m が 0 になる。

調和次数に対応した作用荷重は、仮想仕事の原理を用いて求めることができる。

例えば、節点に作用する単位長さあたりの外荷重が、

$$\mathbf{F} = \mathbf{F}_0 + \sum_{m=1}^M \cos(m\theta) \mathbf{F}^c_m + \sum_{m=1}^M \sin(m\theta) \mathbf{F}^s_m \quad (2-16)$$

と表せる場合、作用荷重ベクトル \mathbf{f}_i は、次式のようにになる。

$$\mathbf{f}_i = \left[\begin{array}{l} f_{i,0} = \int_0^{2\pi} F_{i,0} r d\theta = 2\pi F_{i,0} \\ \vdots \\ f^c_{i,m} = \int_0^{2\pi} F^c_{i,m} \cos^2(m\theta) r d\theta = \pi r F_{i,m} \\ f^s_{i,m} = \int_0^{2\pi} F^s_{i,m} \sin^2(m\theta) r d\theta = \pi r F_{i,m} \end{array} \right] \quad (2-17)$$

同様にして、初期ひずみ ϵ_i が、

$$\epsilon_i = \epsilon_0 + \sum_{m=1}^M \cos(m\theta) \epsilon^c_m + \sum_{m=1}^M \sin(m\theta) \epsilon^s_m \quad (2-18)$$

と表せる場合、対応する作用荷重ベクトル \mathbf{f}_i は、次式のようにになる。

$$\mathbf{f}_i = \left[\begin{array}{l} f_{i,0} = -2\pi \int_A r (\mathbf{B}_i')^T \mathbf{D} \epsilon_{i,0} r dA \\ \vdots \\ f^c_{i,m} = -\pi \int_A r (\mathbf{B}^c_{i,m})^T \mathbf{D} \epsilon^c_{i,m} dA \\ f^s_{i,m} = -\pi \int_A r (\mathbf{B}^s_{i,m})^T \mathbf{D} \epsilon^s_{i,m} dA \end{array} \right] \quad (2-19)$$

Eq. (2-15) を解くに当たっては、回転軸 $r=0$ における境界条件に注意する必要がある¹⁰⁾。すなわち、

$$\left. \begin{array}{l} u = w = 0 \quad (\text{for } m = 0) \\ u = -w, v = 0 \quad (\text{for } m = 1) \\ u = v = w = 0 \quad (\text{for } m \geq 2) \end{array} \right\} \quad (2-20)$$

2-3 杭-フーチング間の不連続面の表現

有限要素解析において、連続体内の不連続面を表現するための一般的な方法の一つに、「ジョイント要素(Joint element)」と呼ばれる特殊要素の採用がある。

ジョイント要素は、Goodman が岩盤内の不連続面を表現するために提案した2次元線形要素¹¹⁾に端を発する。その後、Goodman 自身および他の研究者により、要素中心での回転の考慮¹²⁾、3次元要素への拡張^{13), 14)}がなされた。

本研究でも、このGoodman が提案したジョイント要素を発展させて、先に述べた「半解析的手法に適用可能な軸対称ジョイント要素」を新たに導入することにした。以下では、まず、原型となるGoodman のジョイント要素に関して概述し、その後、本研究で導入した軸対称ジョイント要素に関して述べることにする。

2-3-1 Goodmanのジョイント要素^{11), 15)}

Goodman のジョイント要素は、Fig.2-3 に示すように、不連続面を2つの平面I-JおよびK-Lよりなる、4節点要素である。要素の挙動は、面I-Jおよび面K-Lの相対的位置関係によって表される。この2つの平面の相対運動は、

- (1) 面に平行な方向（せん断方向）への運動（滑動）
- (2) 面に垂直な方向への運動（剝離）
- (3) ジョイント要素の中心を回転中心とする回転運動

の3成分で表現される。

これらを図示すれば、Fig.2-4(a)~(c) のようである。(a)図 が剝離モード、(b)図 がせん断（滑動）モード、そして(c)図 が回転モードである。

これらの運動成分を要素座標系(ξ , η)において記述すれば次式のようになる。

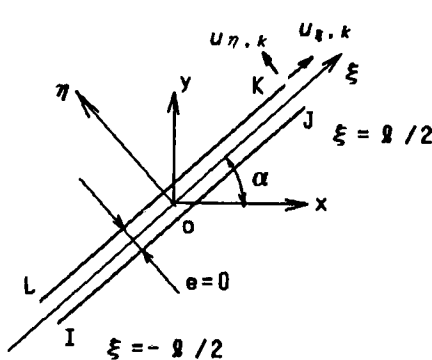


Fig.2-3 Goodman's joint element¹²⁾

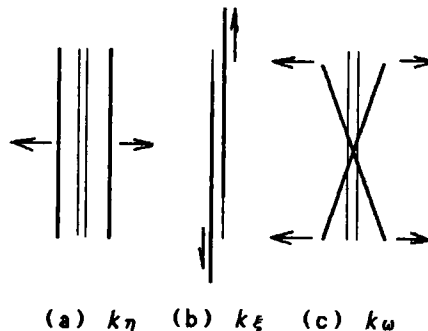


Fig.2-4 Schematic deformation modes of Goodman's joint element

$$\mathbf{d}_j = \begin{Bmatrix} d_\xi \\ d_\eta \\ \omega \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} -N_1 & -N_2 & N_2 & N_1 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \delta_I \\ \delta_J \\ \delta_K \\ \delta_L \end{Bmatrix} \quad (2-21)$$

ここに、

\mathbf{d}_j : 面と面とのジョイント要素中心における相対変位ベクトル

d_ξ, d_η, ω : ξ, η 方向の相対変位および回転角

また、 δ_i ($i=I, J, K, L$) はそれぞれ、平面場における節点 i の節点変位であり、

$$\delta_i = \begin{Bmatrix} u_{\xi, i} \\ u_{\eta, i} \end{Bmatrix} \quad (i=I, J, K, L) \quad (2-22)$$

と表すことができる。ただし、 $u_{\xi, i}, u_{\eta, i}$ はそれぞれ節点 i の ξ, η 方向変位である。

一方、 N_1, N_2 はそれぞれ次式のようなものである。

$$N_1 = 0.5 \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \\ -2/l & 0 & 0 \end{bmatrix}, \quad N_2 = 0.5 \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \\ 2/l & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (2-23)$$

ただし、 l はジョイント要素の長さである。

ジョイント要素の表す不連続面における応力は、要素内で一定であるとし、その代表値を、要素中心の値とすれば、単位奥行きあたりの節点力-応力関係は次式のように定義される。

$$\sigma_j = \begin{Bmatrix} \tau_\xi \\ \sigma_\eta \\ M_\theta \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} (F_{\xi, K} + F_{\xi, L}) / l \\ (F_{\eta, K} + F_{\eta, L}) / l \\ (F_{\eta, K} - F_{\eta, L}) \cdot l / 2 \end{Bmatrix} \quad (2-24)$$

ここに、

σ_j : ジョイント要素の中心で評価した応力ベクトル、

τ_ξ : ジョイント要素のせん断応力度

σ_η : ジョイント要素の垂直応力度

M_θ : ジョイント要素の中心に関する節点力によるモーメント

$F_{\xi, i}$ ($i=K, L$): 節点 i における ξ 方向の節点力
 $F_{\eta, i}$ ($i=K, L$): 節点 i における η 方向の節点力。
 一方、ジョイント要素の相対変位と応力との関係は、次式の構成式で表せる。

$$\sigma_j = k_j \cdot d_j \quad (2-25)$$

または、

$$\sigma_j = \begin{Bmatrix} \tau_{\xi} \\ \sigma_{\eta} \\ M_{\theta} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} k_{\xi} & 0 & 0 \\ 0 & k_{\eta} & 0 \\ 0 & 0 & k_{\omega} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} d_{\xi} \\ d_{\eta} \\ \omega \end{Bmatrix} \quad (2-26)$$

ここに、

k_j : 単位長さあたりのジョイントの接合剛性マトリックス、
 k_{ξ} : ジョイントのせん断方向接合剛性、
 k_{η} : ジョイントの垂直方向接合剛性、
 k_{ω} : ジョイントの回転に関する接合剛性。

回転に関する接合剛性 k_{ω} はジョイント要素の変形モードを適当に仮定することにより、垂直方向の接合剛性 k_{η} の関数として表すことができる。すなわち、

$$k_{\omega} = k_{\eta} \cdot \ell^3 / 4 \quad (2-27)$$

節点変位とそれに対応する節点力との関係を表す剛性マトリックスは、

$$F_{i, I} = -F_{i, L}, \quad F_{i, J} = -F_{i, K} \quad (i = \xi, \eta) \quad (2-28)$$

なる関係より、

$$\Phi_j = K_j \cdot \Delta \quad (2-29)$$

または、

$$\begin{Bmatrix} f_I \\ f_J \\ f_K \\ f_L \end{Bmatrix} = \frac{\ell}{4} \begin{bmatrix} K_1 & K_2 & -K_2 & -K_1 \\ & K_1 & K_1 & -K_2 \\ & & K_1 & -K_2 \\ \text{Symmetric} & & & -K_1 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \delta_I \\ \delta_J \\ \delta_K \\ \delta_L \end{Bmatrix} \quad (2-30)$$

ここに、 f_i ($i=I, J, K, L$) はそれぞれ、平面場における節点 i の変位であり、次式で表すことができる。

$$\mathbf{f}_i = \begin{Bmatrix} F_{\xi, i} \\ F_{\eta, i} \end{Bmatrix} \quad (i = I, J, K, L) \quad (2-31)$$

ただし、 $F_{\xi, i}$ 、 $F_{\eta, i}$ はそれぞれ、節点 i の ξ 、 η 方向節点力である。
一方、 K_1 、 K_2 はそれぞれ、次式のようなものである。

$$\mathbf{K}_1 = \begin{bmatrix} k_{\xi} & 0 \\ 0 & 2k_{\eta} \end{bmatrix}, \quad \mathbf{K}_2 = \begin{bmatrix} k_{\xi} & 0 \\ 0 & k_{\xi} \end{bmatrix} \quad (2-32)$$

ジョイント要素の要素剛性マトリックス \mathbf{K}_j は、ジョイント要素の要素座標系 (x, y) が全体座標系 (X, Y) に一致していない場合には、以下のような座標変換が必要となる。

$$\mathbf{K}_G = \mathbf{T}^T \cdot \mathbf{K}_j \cdot \mathbf{T} \quad (2-33)$$

ここに、

\mathbf{K}_j ：要素座標系で表現したジョイント要素の要素剛性マトリックス、

\mathbf{K}_G ：全体座標系で表現したジョイント要素の剛性マトリックス、

\mathbf{T} ：座標変換マトリックス。

座標変換マトリックス \mathbf{T} は、次式で表せる。

$$\mathbf{T} = \begin{bmatrix} t & 0 & 0 & 0 \\ & t & 0 & 0 \\ & & t & 0 \\ \text{Sym.} & & & t \end{bmatrix}, \quad t = \begin{bmatrix} \cos \alpha & -\sin \alpha \\ \sin \alpha & \cos \alpha \end{bmatrix} \quad (2-34)$$

2-3-2 非軸対称問題に対応した軸対称ジョイント要素^{16) - 18)}

土木構造物には、杭、フーチング、ケーソンなどのように、有限要素解析を行う場合に、その形状から軸対称体としてモデル化できるものが少なくない。その際には、解析対象内に存在する不連続面もまた、軸対称形状となる。

このような軸対称ジョイント要素には、Ghaboussiら¹⁹⁾、Heuzeら²⁰⁾、そして中井ら²¹⁾によって提案されたモデルがあるが、これらはいずれも軸対称問題のみを対象としており、先に述べた、「直交関数を用いた半解析的手法」において、0次調和成分のみを考慮することしかできず、杭を例に取れば、軸力載荷の問題は解析できるが、水平載荷する場合には適用できない。

そこで、Goodman のジョイント要素を、半解析的手法に適用可能な軸対称ジョイント要素に発展させることにする。

軸対称ジョイント要素は、Fig.2-5 に示すように、子午面内に4つの節円を有する2つの回転面 I-J, K-L で構成されている。

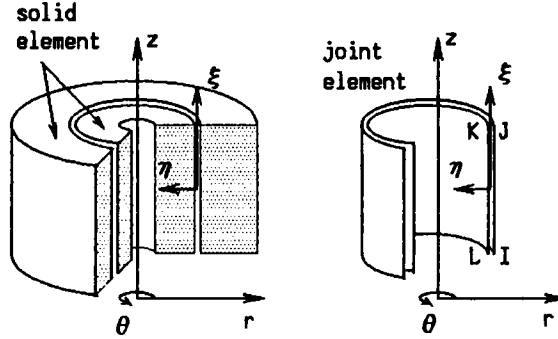


Fig.2-5 Axisymmetric joint element

ここで、Goodman のジョイント要素で考えた3つの挙動（前項 2-3-1 参照）にさらに、次の挙動を考慮する。

(4) 回転軸回りの円周（ θ ）方向への運動（滑動）

いま、変位および荷重が $\theta = 0$ 子午面に関して対称であるとすれば、要素座標系（ r, z, θ ）において、変位は次式のように有限フーリエ級数で表現できる。

$$\begin{Bmatrix} u_{\xi} \\ u_{\eta} \\ u_{\theta} \end{Bmatrix} = \sum_{m=0}^M c^{\theta}_m \begin{Bmatrix} u_{\xi, m} \\ u_{\eta, m} \\ u_{\theta, m} \end{Bmatrix} = \sum_{m=0}^M c^{\theta}_m \mathbf{u}_m \quad (2-35)$$

$$c^{\theta}_m = \text{diag} [\cos(m\theta) \quad \cos(m\theta) \quad \sin(m\theta)]$$

ここに、 $u_{i, m}$ は u_i をフーリエ級数表示したときの、第 m 次フーリエ成分の振幅（ $i = \xi, \eta, \theta$ ）である。

以上の4つの成分より成る2つの回転面の相対変位ベクトル \mathbf{d}_j は次式で表現できる。

$$\mathbf{d}^j = \begin{Bmatrix} d_{\xi} \\ d_{\eta} \\ d_{\theta} \\ \omega \end{Bmatrix} = \sum_{m=0}^M \mathbf{C}_m \mathbf{N}^j \begin{Bmatrix} \mathbf{u}_{I, m} \\ \mathbf{u}_{J, m} \\ \mathbf{u}_{K, m} \\ \mathbf{u}_{L, m} \end{Bmatrix} = \sum_{m=0}^M \mathbf{C}_m \mathbf{N}^j \mathbf{u}_m \quad (2-36)$$

ここに、

\mathbf{d}^j : 面と面とのジョイント要素中心における相対変位ベクトル、

$d_\xi, d_\eta, d_\theta, \omega$: ξ, η, θ 方向の相対変位および回転角、

$\mathbf{c}_m = \text{diag} [\cos(m\theta) \quad \cos(m\theta) \quad \sin(m\theta) \quad \cos(m\theta)]$ 、

$\mathbf{C}_m = \text{diag} [\mathbf{c}_m \quad \mathbf{c}_m \quad \mathbf{c}_m \quad \mathbf{c}_m]$ 。

また、 $\mathbf{u}_{i,m}$ ($i=I, J, K, L$) はそれぞれ、節点 i の第 m 次節点変位振幅であり、

$$\mathbf{u}_{i,m} = \begin{Bmatrix} u_{\xi}^{i,m} \\ u_{\eta}^{i,m} \\ u_{\theta}^{i,m} \end{Bmatrix} \quad (i = I, J, K, L) \quad (2-37)$$

と表すことができる。ただし、 $u_{\xi}^{i,m}, u_{\eta}^{i,m}, u_{\theta}^{i,m}$ はそれぞれ節点 i の ξ, η, θ 方向変位の第 m 次フーリエ振幅である。

Eq. (2-36) で表現される変形モードを、フーリエ次数 $m=1$ に対して示せば、Fig. 2-6(a)～(d) のようである。(a) 図が ξ 方向のせん断 (滑動) モード、(b) 図が回転モード、(c) 図が η 方向の剝離モード、そして (d) 図が θ 方向のせん断 (滑動) モードである。

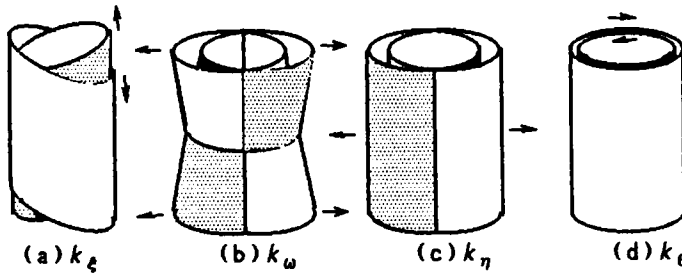


Fig.2-6 Schematic deformation modes of axisymmetric joint element for Fourier order $m=1$

一方、形状関数マトリックス \mathbf{N}^j は次式のようなである。

$$\mathbf{N}^j = [-N_1 \quad -N_2 \quad N_2 \quad N_1] \quad (2-38)$$

$$\mathbf{N}_1 = \begin{bmatrix} N_1 & 0 & 0 \\ 0 & N_1 & 0 \\ 0 & 0 & N_1 \\ -1/l & 0 & 0 \end{bmatrix}, \quad \mathbf{N}_2 = \begin{bmatrix} N_2 & 0 & 0 \\ 0 & N_2 & 0 \\ 0 & 0 & N_2 \\ 1/l & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (2-39)$$

$$N_1 = (1 - 2\xi/l)/2, N_2 = (1 + 2\xi/l)/2, \quad -l/2 \leq \xi \leq l/2$$

N_1, N_2 を要素中心 ($\xi = 0$) で評価すれば、

$$N_1 = 0.5 \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \\ -2/l & 0 & 0 \end{bmatrix}, N_2 = 0.5 \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \\ 2/l & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (2-40)$$

ただし、 l はジョイント要素の長さである。

ジョイント要素の表す不連続面における応力は、要素内で一定であるとし、その代表値を、要素中心の値とすれば、ジョイント要素の相対変位と応力との関係は、次式の構成式で表せる。

$$\sigma^j = k^j \cdot d^j \quad (2-41)$$

または、

$$\sigma^j = \begin{bmatrix} \tau_\xi \\ \sigma_\eta \\ \tau_\theta \\ M_\theta \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} k_\xi & 0 & 0 & 0 \\ 0 & k_\eta & 0 & 0 \\ 0 & 0 & k_\theta & 0 \\ 0 & 0 & 0 & k_\omega \end{bmatrix} \begin{bmatrix} d_\xi \\ d_\eta \\ d_\theta \\ \omega \end{bmatrix} \quad (2-42)$$

ここに、

σ^j : ジョイント要素の中心で評価した応力ベクトル、

τ_ξ : ジョイント要素のせん断応力度 (ξ 方向)、

σ_η : ジョイント要素の垂直応力度 (η 方向)、

τ_θ : ジョイント要素のせん断応力度 (θ 方向)、

M_θ : ジョイント要素のモーメント、

k^j : 単位長さあたりのジョイントの接合剛性マトリックス、

k_ξ : ジョイントのせん断方向接合剛性、

k_η : ジョイントの垂直方向接合剛性、

k_θ : ジョイントのせん断方向接合剛性、

k_ω : ジョイントの回転剛性、

回転に関する接合剛性 k_ω はジョイント要素の変形モードを適当に仮定することにより、垂直方向の接合剛性 k_η の関数として表すことができる。すなわち、

$$k_\omega = k_\eta \cdot l^2/4 \quad (2-43)$$

Goodman のジョイント要素では、上式の右辺の l の指数は3であったが、上式のように定義することにより、Eqs. (2-26), (2-28) のように、応力-節点力関係や節点力間の関係を特に定義することなく、一般的な有限要素法の定式化に沿ったマトリックス演算による記述が可能になる。また、物理的には、モーメントをジョイント要素面に一様に分布する分布モーメントとして定義したことになる。

また、応力も有限フーリエ級数で表現することができ、次式のような表式となる。

$$\sigma^j = \sum_{m=0}^M c_m \sigma_m = k^j \sum_{m=0}^M C_m N^j u_m \quad (2-44)$$

一般的な、有限要素法の定式化に従って、ジョイント要素の要素合成マトリックスの部分マトリックスを記述すれば、次式のようなものである。

$$K_{jm} = \int_0^{2\pi} \int_{-l/2}^{l/2} (C_m N^j)^T k^j C_m N^j r d\xi d\theta \quad (2-45)$$

上式の右辺の計算を実行すれば、第 m 次調和成分に対応した、軸対称ジョイント要素の要素合成マトリックスは、次式のように求められる。

$$K_{jm} = \frac{\pi \bar{r} l}{4} \begin{bmatrix} K_1 & K_2 & -K_2 & -K_1 \\ & K_1 & K_1 & -K_2 \\ \text{Symmetric} & & K_1 & -K_2 \\ & & & -K_1 \end{bmatrix} \quad (2-46)$$

$$\bar{r} = (r_I + r_J + r_K + r_L)/4$$

ここに、 K_1, K_2 はそれぞれ、次式のようなものである。

$$K_1 = \begin{bmatrix} k_\xi & 0 & 0 \\ 0 & 2k_\eta & 0 \\ 0 & 0 & k_\theta \end{bmatrix}, \quad K_2 = \begin{bmatrix} k_\xi & 0 & 0 \\ 0 & k_\eta & 0 \\ 0 & 0 & k_\theta \end{bmatrix} \quad (2-47)$$

ただし、 $m=0$ の場合には、上式右辺の係数 $\pi \bar{r} l/4$ は $\pi \bar{r} l/2$ に置換される。ここで注目されることは、 $m \geq 1$ に対しては同一の要素剛性マトリックスとなることである。また、 $m=0$ は軸対称問題に対応している。

また、要素中心での回転を考慮しない場合、Eqs. (2-38) ~ (3-42) で回転に関する項を取り除けばよい。この場合、要素剛性マトリックスは、Eq. (2-47) が次式のようなになる。

$$K_1 = K_2 = \begin{bmatrix} k_\xi & 0 & 0 \\ 0 & k_\eta & 0 \\ 0 & 0 & k_\theta \end{bmatrix} \quad (2-48)$$

ここで $m=0$ の場合を考え、円周軸 θ に関する行と列を取り除けば、Heuzeら²⁰⁾ が導出した軸対称ジョイント要素の要素剛性マトリックスに一致する。この要素中心での回転を考慮しない非軸対称問題に対応した軸対称ジョイント要素は、一般的な四辺形アイソ・パラメトリック (Iso-parametric) 要素の定式化において要素厚みを 0 とする極限操作 ($\lim(t \rightarrow 0)$ 、 t : 要素厚み) を行うことによって同様に導出することが出来る¹⁷⁾。

ここでも、要素座標系と全体座標系が一致しない場合には座標変換が必要となり、全体座標系への変換マトリックスは、次式のようになる。

$$T = \begin{bmatrix} t & 0 & 0 & 0 \\ & t & 0 & 0 \\ & & t & 0 \\ \text{Sym.} & & & t \end{bmatrix}, \quad t = \begin{bmatrix} \cos \alpha & -\sin \alpha & 0 \\ \sin \alpha & \cos \alpha & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (2-49)$$

2-3-3 軸対称ジョイント要素の特性評価¹⁷⁾

前項 (2-3-2) において、杭頭結合部の解析に用いる '半解析的手法' に適用可能な '軸対称ジョイント要素' の要素剛性マトリックスを導出したが、その挙動特性や、与えるべき復元力特性、接合剛性の値等を検討しておく必要がある。

(a) ジョイント要素の復元力特性

ジョイント要素に与える復元力特性としては、ジョイント面垂直方向に引っ張り強度を持たない完全弾塑性挙動を仮定するのが一般的であり²²⁾、ここでもそれに倣って、円周軸方向の復元力を加えた形で以下のように与える。

ジョイント要素は、その要素面に関して、法線方向 (η 方向) には引っ張り強度を持たず、 $d\eta \leq 0$ のもとで接合剛性 k_η を介して線形挙動を呈するものとする。引っ張り応力が生じた場合には、剝離が生じたものと判断して、一切の応力が伝達されなくなるものとする。すなわち、

$$\sigma_{\eta} = \begin{cases} k_{\eta} d_{\eta} & (d_{\eta} \leq 0) \\ 0 & (d_{\eta} > 0) \end{cases} \quad (2-50)$$

せん断方向（ ξ 方向、 θ 方向）に関しては、 $\sigma_{\eta} \leq 0$ のもとで、せん断力の絶対値 $|\tau|$ が降伏せん断力 τ_y に達するまでは接合剛性 k_{ξ} あるいは k_{θ} を介して線形挙動を呈するものとし、せん断力の絶対値 $|\tau|$ が降伏せん断力 τ_y を超過した場合には、滑動が発生したと判断して、せん断力の絶対値 $|\tau|$ を降伏せん断力 τ_y の値まで引き下げる。また、剝離が生じた場合には一切の応力を伝達しない。すなわち、

$$\tau_i = \begin{cases} k_i d_i & (|\tau_i| \leq \tau_y) \\ \text{sgn}(\tau_i) \cdot \tau_y & (|\tau_i| > \tau_y) \end{cases} \quad i = \xi, \theta \quad (2-51)$$

ただし、 $\text{sgn}(x)$ は x の符号である。

降伏せん断力 τ_y は、Mohr-Coulomb型の降伏条件に従って、次式で与える。

$$\tau_y = \begin{cases} C - \sigma_{\eta} \cdot \tan \phi & (\sigma_{\eta} \leq 0) \\ 0 & (\sigma_{\eta} > 0) \end{cases} \quad (2-52)$$

ただし、 C はジョイント要素の粘着力 [MPa]、 ϕ はジョイント要素の内部摩擦角 [deg.] である。

以上の構成関係および復元力特性を図示すれば、Fig. 2-7 のようである。

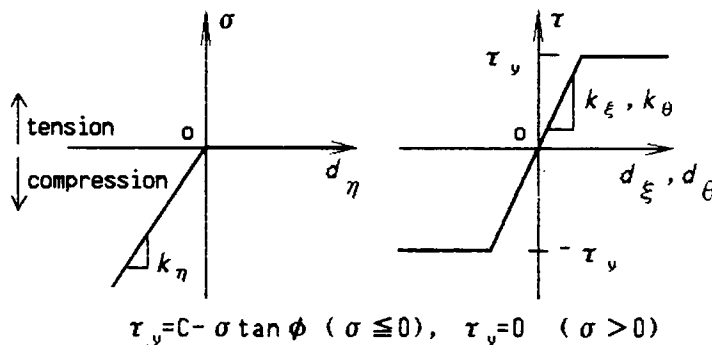


Fig.2-7 Constitutive relationship
of axisymmetric joint element

(b) 応力解放の方法

ジョイント要素で表現された不連続面において、剝離あるいは滑動が発生した場合、対応する応力の解放が必要になる。

しかし、半解析的手法では、物性値が円周方向に一定であることを要求するので、一般のジョイント要素を用いた解析の場合と異なり、剝離や滑動の発生に伴ってジョイント要素の接合剛性の値を大きく減じることができない。なぜならば、軸対称問題を除いて、一般的な荷重条件下では円周に沿って一部分でのみ剝離や滑動が発生するからである。

そこで、ここでは、応力解放の方法として、Zienkiewiczら²²⁾が提案した‘初期剛性を変化させない応力分配法(Stress transfer method)’を採用することとした。以下にその概要を、半解析的手法に沿って述べる²³⁾。

簡単のため、軸対称体に1次調和成分のみで表現された荷重が作用した場合の剝離に伴う応力解放を例にとる。

step I : 線形解析を行うと、ジョイント要素内の応力 σ_η も荷重に対応して1次の調和成分で表現される。ただし、応力解放のための、2回目以降の反復計算においては、0～M次のM+1調和成分で表現される。

step II : 応力を

$$\sigma_\eta = \sigma_\eta^+ + \sigma_\eta^- \quad (2-53)$$

のように、圧縮応力、引っ張り応力の2つの部分に分けて考えると、引っ張り強度を持たないので、 σ_η^- が解放されねばならない。 σ_η^- を0としてもこれに対応する節点力はそのままなので、これも相応の措置が必要となる。 σ_η^- に対応する節点力を f_η とすると、 f_η はもはや1次の調和成分のみでは表現できず、

$$f_\eta = f_\eta^0 + \sum_{m=1}^M f_\eta^m \cdot \cos(m\theta) \quad (2-54)$$

なる有限フーリエ級数で表現されることになる。

step III : この様な拘束節点力 f_η は、実際には存在しないのでこれと等大の異符号の節点力を作用させることによって、この節点力を見かけ上取り除くことができる。すなわち、 $-f_\eta$ をもとの系に作用させて線形解析を行い、得られる応力値をstep IIの応力解放後の値に加える。

STEP IV : 次式によって、収束の判定を行う。

$$\Psi^r / \Psi^0 < \varepsilon \quad (2-55)$$

ただし、 Ψ^r : r回目までの反復計算後の残差力ベクトルの2乗ノルム

Ψ^0 :作用荷重ベクトルの2乗ノルム

ε :収束判定値

step V:収束条件が、応力を求めたいいくつかの子午面に関して満足されるまで
step I ~ step IV を繰り返す。

以上の過程を図示すれば、Fig. 2-8(a) ~ (f) のようである。(a)図のように得られた線形解は、ジョイント要素が引っ張り強度を持たないことから、(b)図のようになるはずである。しかし、(b)図の応力分布はもはや(a)図を与えた調和成分のみ(1次調和成分のみ)では表現できないので、(c)図のように0次~M次のM+1項より成る有限フーリエ級数で表現されることになる。(c)図に対応するM+1項の調和成分より成る等価節点力を用いて残差力を求め、この残差力の符号を逆にしたものを荷重として再び線形解析を行い、前段階の(c)図に加えれば(d)図となる。(d)図には、再び引っ張り応力が生じているので(e)図のようにこの引っ張り力を解放する必要がある。(e)図を(f)図のようにフーリエ級数表示し、以下収束が得られるまで同様の計算を繰り返すことになる。これが、初期剛性を変化させない応力分配法による応力解放であり、反復計算中に要素剛性を変化させる必要がないことから、物性値が円周方向に一定であることを要求する半解析的手法に対して有効である。

次に、収束判定を行う断面について考える。一般に、収束判定は、応力を算出し、ジョイント要素の剝離・滑動の判定を行った断面に対して行う。いま、作用荷重が、 $\theta = 0$ 子午面に関して対称であり、かつ1次の調和成分のみで表現されているので、ジョイント要素の法線方向応力分布はFig. 2-9(a)のように、 $A \cdot \cos \theta$ (Aは係数)と表現できる。引っ張り抵

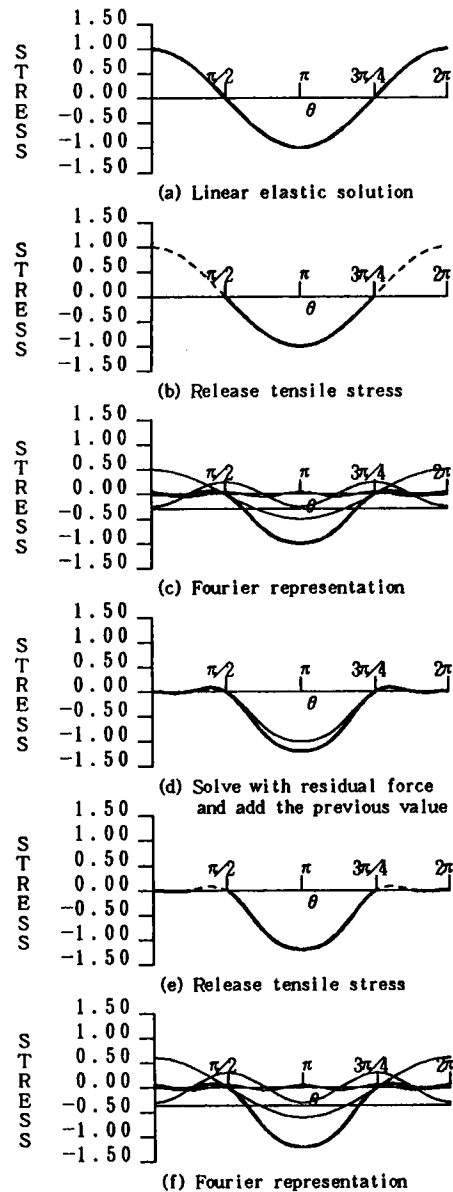


Fig.2-8 Stress releasing by the stress transfer method with initial stiffness

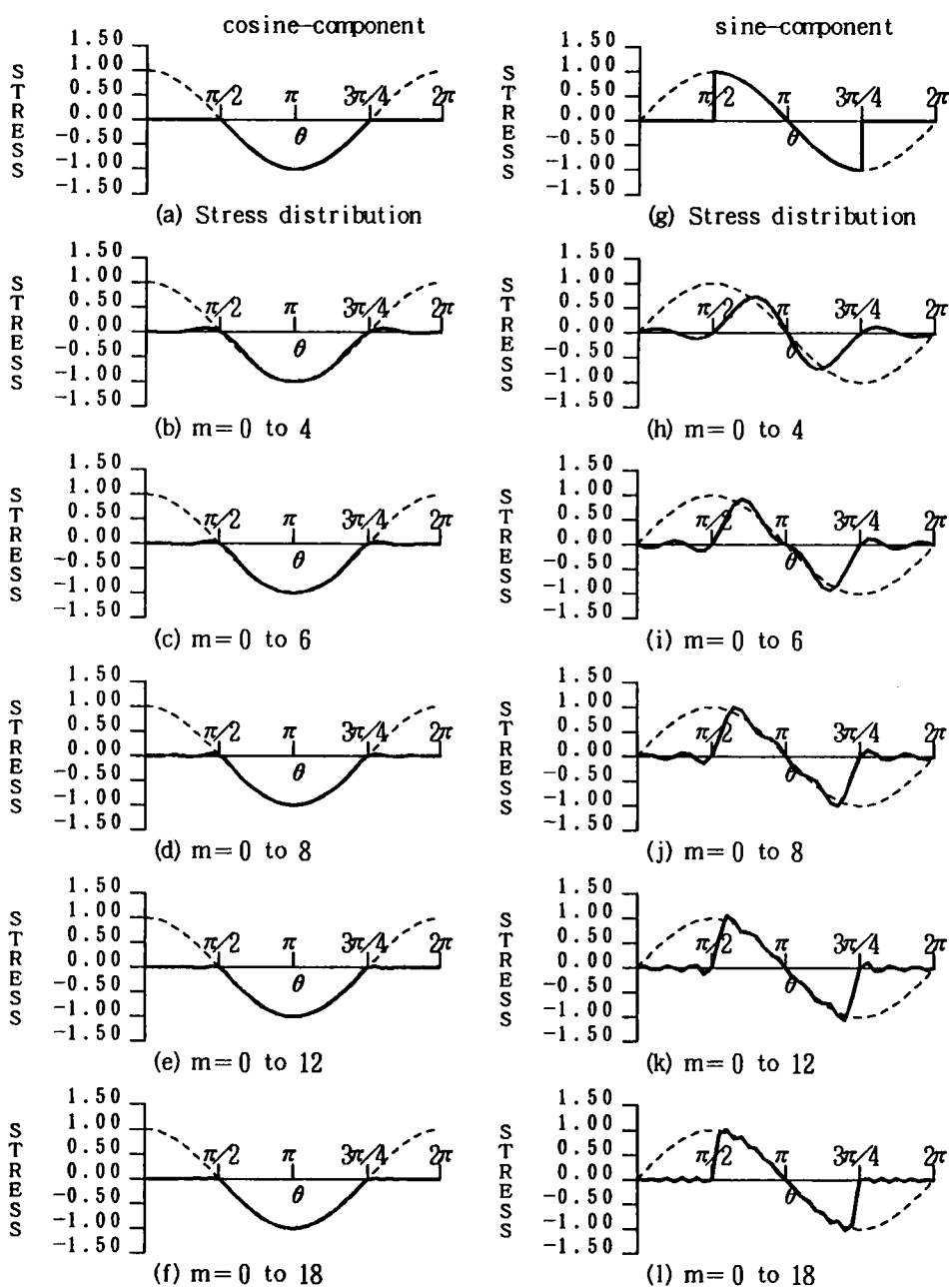


Fig.2-9 Fourier representation of the stresses after releasing
(loading ; 1st harmonic only)

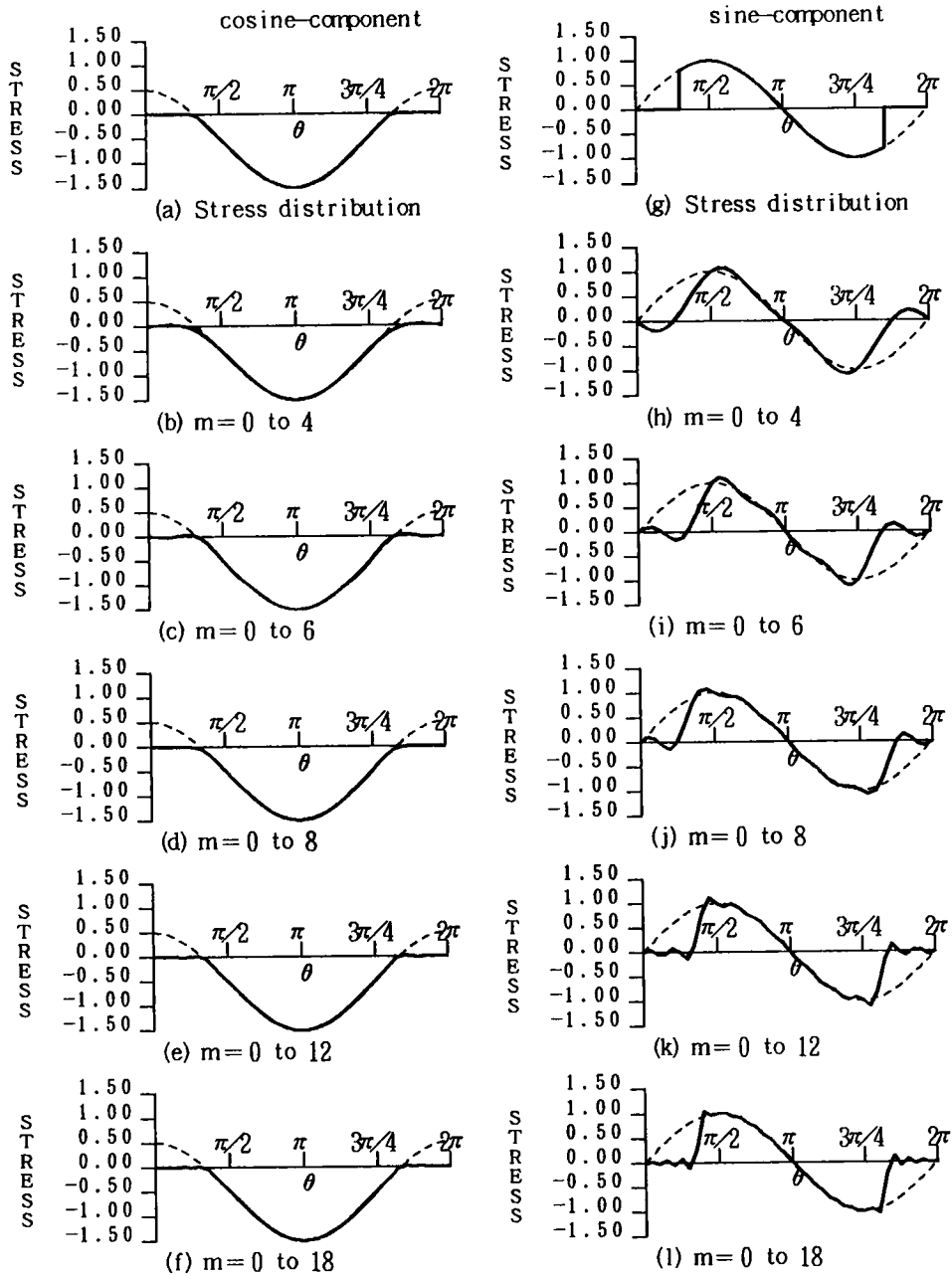


Fig.2-10 Fourier representation of the stresses after releasing
(loading ; 0th + 1st harmonics)

抗を有しないので、生じている引っ張り応力を解放すれば(b)図のように0次～4次の5調和成分でほぼ十分な精度で応力分布を得ることができる。しかし、(a)図に対応させた円周方向のせん断力成分に関しては、正弦(sine)分布をすることから、余弦(cosine)成分と異なり(g)図のような不連続分布となり、0次～4次の5調和成分では十分な精度が得られているとは言えない(sine分布成分の大きさが小さな場合には相対的に精度の低さが無視できることもある)。特に、 $\theta = \pi/2$ 断面では、この断面において分布が不連続になるため、他の断面において採用する調和成分の数を増せば(h)～(l)図のように精度が向上するにも関わらず、常に大きな残差を生じており、この断面を収束判定を行う断面として選んだ場合には、他の断面と比較して著しく多くの反復計算が必要となるばかりでなく、解の精度にも影響を与えるものと考えられる。したがって、この場合には、 $\theta = \pi/2$ 以外の断面で収束判定を行うべきであるといえる。

また、Fig. 2-10に示すように、作用荷重が0次と1次の2調和成分によって、 $A+B \cdot \cos \theta$ (A, B は係数)で表示される場合、引っ張り応力の生じる範囲が0次項の大きさに依存して変化するので、先の例のように収束しにくい断面を把握することが困難となる。このことは、作用荷重がより多くの調和成分で構成される場合にも同様である。このような、収束の得られにくい特異断面を収束判定から排除する方法の一つとして考えられるのは、 M 個の断面(子午面)で剝離・滑動の判定を行った場合、収束判定は M より少ない数の断面(例えば、 $M-2$)で収束が得られた時点で、収束したと判断する方法である。これは、剝離・滑動の判定をした M の断面の中で、1または2断面が収束の得られにくい特異断面または特異断面に最も近い断面となり、他の断面に比較して著しく収束が遅れることから、どの断面が特異断面となるかは判らないが、収束判定をする断面の数を減ずることで特異断面を排除することを意図したものである。作用荷重から、おおよその応答は推測することができるので、特異断面の数もそれに基づいて設定することができる¹⁷⁾。

採用すべき、フーリエ調和成分の数は、作用荷重に依存しており、一義的に決定する方法はないと言える。本研究で対称としているように、作用荷重が高々、0次と1次の2調和成分で表現できる場合には、0次～4次の5調和成分で充分であることを、予備計算として行った0次～8次の9調和成分を採用した場合の結果との差が極僅かであったことから確認している。また、収束判定値 ε の値は、予備計算の結果から0.03(=3%)とした。

(c) ジョイント要素の剛性の決定

ジョイント要素を用いる場合のもっとも大きな留意点の一つは、ジョイント要素の接合剛性の値の決定である。ジョイント剛性は、できる限り大きな値とすることが望ましいが、極端に大きな値を与えると数値解析における収束に要する反復計算回数が著しく増加したり、収束自体が困難になる場合がある。

Gaboussiら²⁴⁾ は円形フーチングの軸対称問題の解析にジョイント要素を用いる場合に、ジョイントの接合剛性とフーチングの剛性を一致させている。一方、土岐ら²⁵⁾ は2次元有限要素解析において、ジョイント要素の接合剛性を隣接するソリッド要素の要素剛性をオーダーを合わせる方法を取っている。また、三浦²⁶⁾ は、2次元あるいは3次元の土-構造物系の有限要素解析において、以下の式を満足するようにジョイント要素の接合剛性を決定すれば良いとしている。

$$k_n > b \cdot (2\mu + \lambda) / h, \quad k_s > a \cdot \mu / h \quad (2-56)$$

ここに、

k_n, k_s : ジョイント要素の法線方向、接線方向接合剛性

μ, λ : 隣接ソリッド要素のLame定数

h : 隣接要素の厚さ（法線方向）

a, b : 定数

三浦は、定数 a, b の値として、土-構造物系では、1～2を採用すれば良いとしている。

土岐、三浦らは、いずれも、ジョイント要素を含む解析モデルでジョイント要素に線形挙動のみをさせた場合（剝離・滑動をさせない）の計算結果と、ジョイント要素を含まない解析モデルによる計算結果を比較して、与えたジョイントの接合剛性の値の妥当性を検討しているが、結果的に相対誤差が数%の範囲の値となっている。

(d) 簡単なモデルを用いての特性評価^{27), 28)}

ここで提案したジョイント要素の挙動特性を検証するために、簡単なモデル計算を行った。

まず、ジョイント要素の復元力特性を検証するため、Fig. 2-11に示す2つの回転体ソリッド要素と1つの軸対称ジョイント要素より成る系を考える。ジョイント要素の自由度毎に強制変位を徐々に与えて、Fig. 2-12(a), (b)の応力-ひずみ関係を得た。すなわち、外側のソリッド要素に η 方向の強制変位を徐々に与えて行けばFig. 2-12(a)が得られ、 ξ あるいは θ 方向に関しても同様にして(b)図を得る。これらの図は、先にFig. 2-7で仮定した復元力特性を満足している。

残差応力の解放には、応力伝達法を用いているので、“応力-ひずみ関係”は必ず満足されることから、問題は残差応力が十分に解放されるまでに必要とされる繰り返し計算回数がどの程度であるか、ということになる。Fig. 2-12を得る場合には、強制変位を与えているため、いずれも3～5回の繰り返し計算で解は収束した。しかし、一般の解析条件においては、Fig. 2-6の4つの変形モードが混在することに加えて、ジョイント剛性、メッシュ分割、荷重の載荷方法などに依存して解の収束状態は変化する。

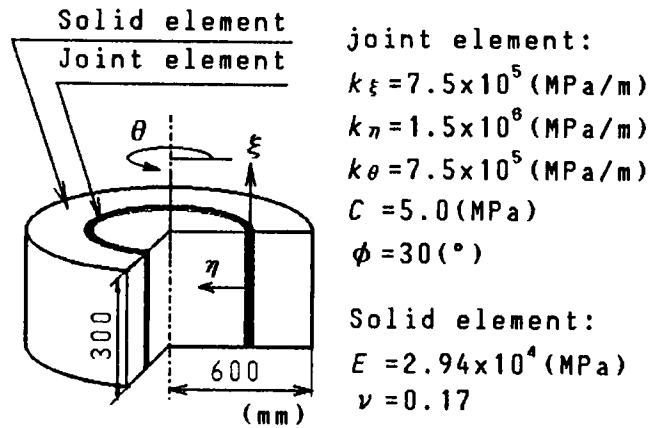
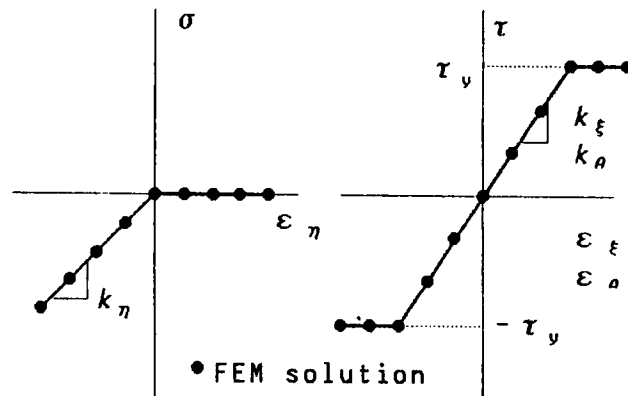


Fig.2-11 Model system with 2 solid elements and 1 joint element



(a) Normal
direction

(b) Tangential and
circumferential
direction

Fig.2-12 Constitutive relationship of joint element (FEM solution)

次いで、より実際の解析モデルとして、Fig. 2-13に示す“柱－スラブ系”を考える。軸対称ジョイント要素は柱とスラブの間に設けてある。荷重条件は、スラブ上面に、半径方向には一様分布、円周方向には余弦分布をする鉛直荷重が作用する場合を考える。

解析結果の一部をFig. 2-14に示す。図には、 $\theta = 0, \pi$ の2つの子午面に関して、 σ_r, τ_{rz} の分布を示している。応力値は、ジョイント面に最も近いソリッド要素内のガウス積分点における値をプロットしている。図には、比較のために、ジョイント要素を用いない場合の結果（線形解）を細い実線で、回転を考慮しないジョイント要素を用いた場合の結果を破線で、そして、ここで提案した回転を考慮したジョイント要素を用いた場合の結果を太い実線で示している。さらに、ジョイント要素の剝離、滑動の状態も併せて示している。 σ_r, τ_{rz} いずれの図をみても、回転を考慮したモデルの方がスラブ下面近傍における応力集中の様子を良く表現している。

また、解の収束傾向をFig. 2-15に示す。図には、最初の応力解放では、大きなノルム比（Eq. (2-53)の左辺の値）となり、繰り返し計算が進むにつれてノルム比が減少して行く様子が示されている。等しいジョイント接合剛性の値を与えた場合、この解析結果では、明かに、子午面内における回転を考慮したモデルの方が収束の速いことが判る。

これらの結果から、単に自由度が1つ増すことにより、より現実に近い物理挙動が表現できるだけでなく、解の収束に関しても、回転を考慮しないモデルよりも優れている傾向が窺える。

2-4 不連続面の挙動を考慮した解析手法

本章の第2節で述べた‘半解析的手法’に、第3節で導出した‘軸対称ジョイント要素’を導入することにより、杭－フーチング境界面での不連続性、すなわち、剝離・滑動現象を考慮することができる。これにより、実際に近いモデルを用いた応力伝達機構をシミュレートすることができる。

再三述べてきたように、杭頭結合部は、形状的には軸対称体としてモデル化できる。一例として、PC杭を用いた場合の解析モデルをFig. 2-16に示す。

これらのモデルは、一般的な杭頭結合部の実験模型をモデル化したもので、荷重は、杭張り出し部の先端に断面力として作用させる。杭頭結合部に作用する荷重は、軸力、水平力、モーメント力の3成分であるが、これらは、Fig. 2-17に示すように、0次と1次のフーリエ調和成分で表現できる。

また、境界条件としては、Eq. (2-20)に加えて、フーチング上面の外縁を単純支持とする。

計算手順は、以下のようになる。

STEP I : 調和次数毎に分離された $M+1$ （0次からM次）組のフーリエ振幅に関

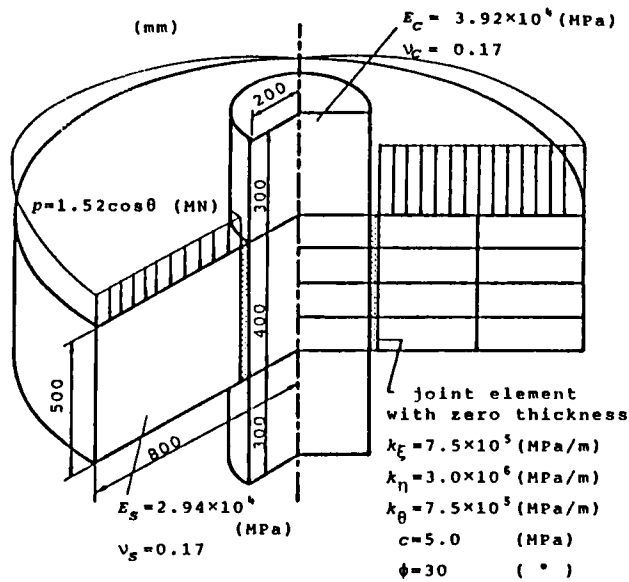


Fig.2-13 Column-slab model for test analysis

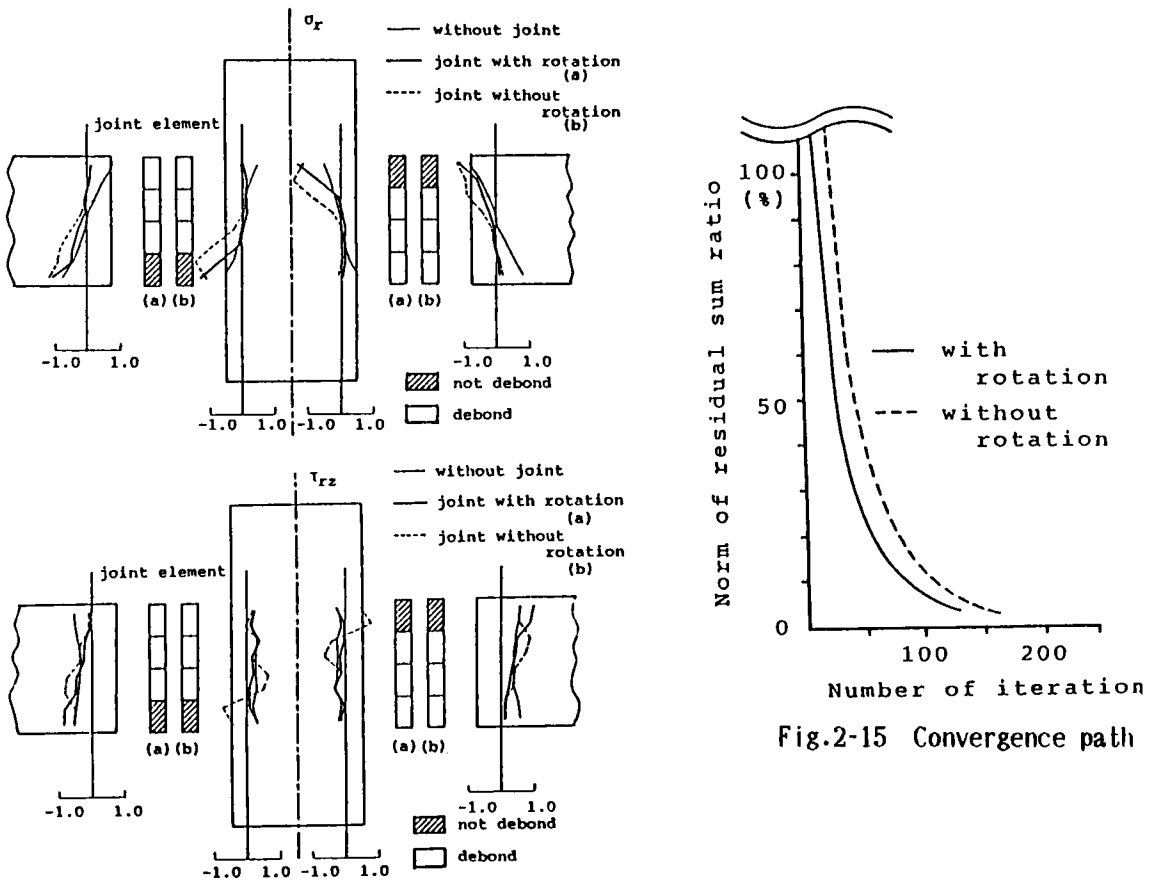


Fig.2-14 Stress profiles in column or slab and states of joint elements

する連立1次方程式を解く。ただし、最初の線形計算では、荷重は、0次と1次の2成分のみであるので2組の連立1次方程式を解く。

STEP II: STEP I で得られた解を用いて、Eq. (2-1)により、有限フーリエ級数を合成すれば、特定の子午面 $\theta = \theta_j$ に対する応答変位増分を求め、前段階の値に加える。異なる θ に対しても同様にして、3次元解が得られる。変位の場合と同様にして、ひずみ、応力に関する3次元解が得られる。これらの計算は、 $M+1$ 以上の子午面 ($0 \leq \theta \leq \pi$) に関して行う。

STEP III: $M+1$ の子午面において、ジョイント要素に剝離あるいは滑動が生じていないかどうかを調べる。剝離あるいは滑動が生じている場合には、それに対応して応力を解放する。こうして、剝離あるいは滑動の発生に伴う応力解放後のジョイント要素内応力の円周方向分布が得られる。

STEP IV: 応力を円周方向にフーリエ級数表示 (0次~ M 次) し、応力解放に伴う不平衡力 (残差力) のフーリエ成分を得る。

STEP V: いくつかの子午面において、Eq. (2-53) を用いて収束判定を行う。

STEP VI: 収束が得られていない場合には、不平衡力を荷重として STEP I に戻り、収束するまで STEP I ~ V を繰り返す。

なお、荷重が $\theta = 0$ 子午面に関して対称な0次調和成分のみで構成される場合には、いわゆる軸対称問題を解くことになる。

以上の解析過程のフロー・チャートをFig. 2-18に示す。

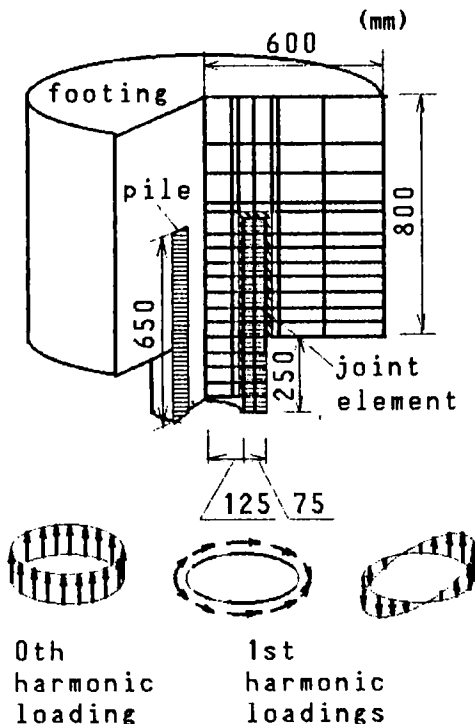


Fig.2-16 Pile head joint model for FEM analysis

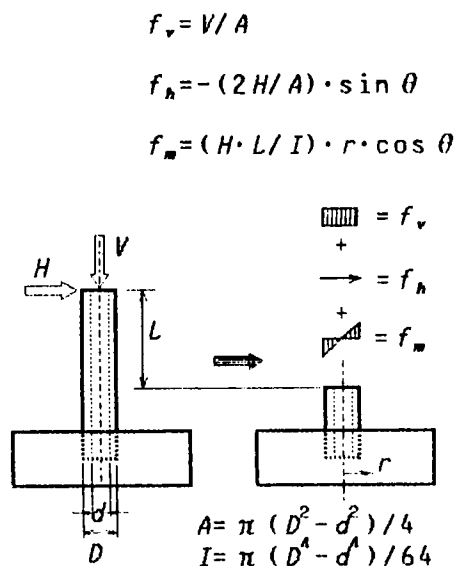


Fig.2-17 Transformation of loadings

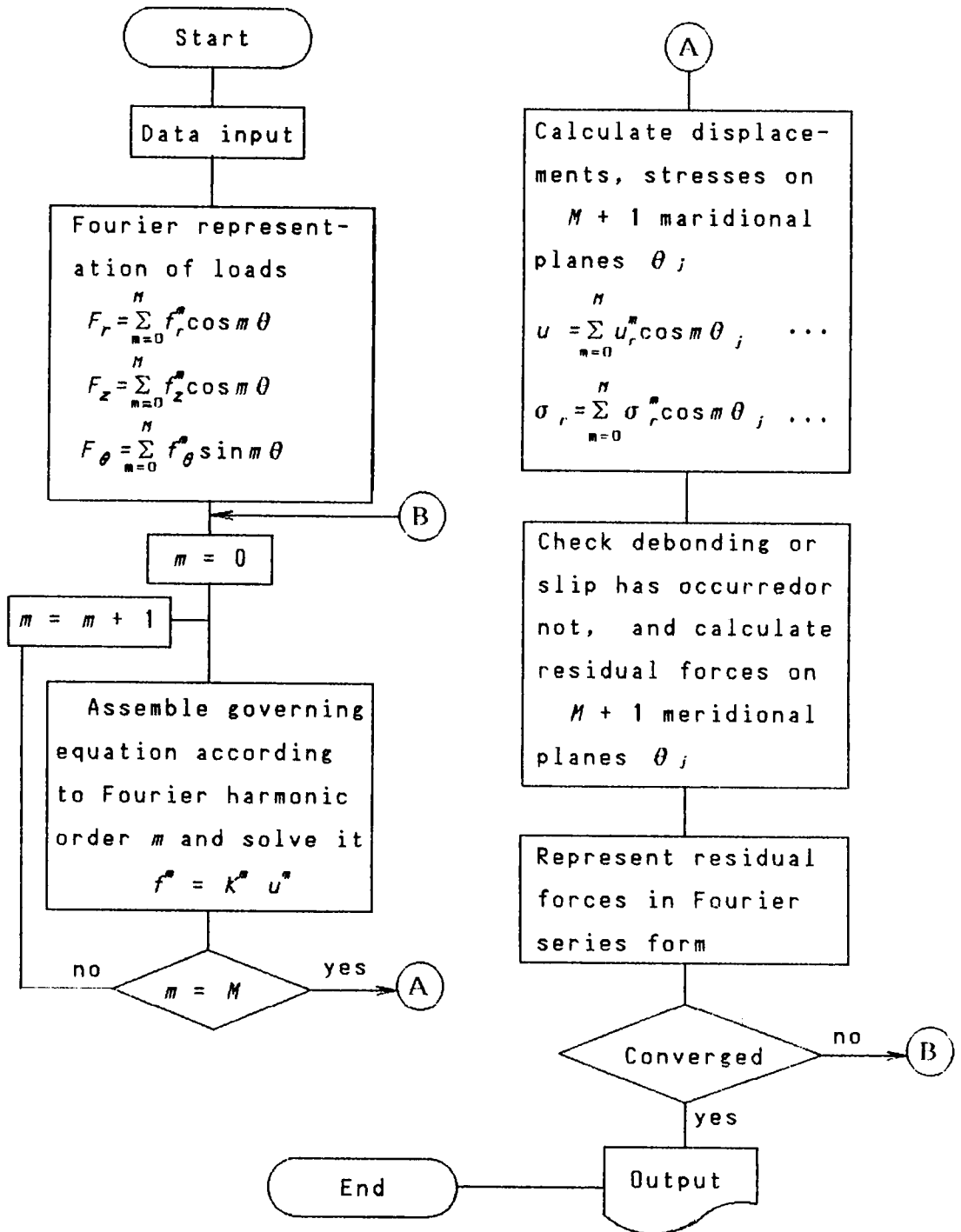


Fig.2-18 Flow chart of FEM analysis of an axisymmetric body under non-axisymmetric loadings

2-5 結 論

本章では、杭頭結合部における応力伝達機構を有限要素法を用いて解析する場合の方法論を述べた。ここで述べた、直交関数を利用した半解析的手法は、プログラムが若干複雑になるものの、3次元解析を行う場合に生じる、計算機の容量不足、データー作成の煩雑さが解消される。

また、杭とフーチングとの境界面における、剝離、滑動現象を表現するために、半解析的手法に適用可能な軸対称ジョイント要素を新たに定式化し、その特性を調べた。簡単なモデル計算を通じて、提案した軸対称ジョイント要素は、与えた復元力特性を満足し、境界面の挙動を表現するのに適していることが確かめられた。

参考文献（第2章）

- 1) 鷺津久一郎他編：“有限要素法ハンドブック I 基礎編”，pp.3～4，培風館，1981.
- 2) Zienkiewicz, O.C.：“The finite element method, 3rd ed.”, McGraw-Hill, 1977.
- 3) 小堀為雄、近田康夫：“杭基礎の杭頭結合部における応力分布について”，土木学会論文集，No. 356(I-3)，pp.295～301，1985.
- 4) 小堀為雄、近田康夫：“剝離、滑動を考慮した杭頭結合部の応力伝達について”，土木学会論文集，No. 374(I-6)，pp.583～592，1986.
- 5) Wilson, E.L.：“Structural analysis of axi-symmetric solids”，J.A.I.A.A Vol.3, pp.2269～2274, 1965.
- 6) Winnicki, L.A. and O.C. Zienkiewicz：“Plastic or visco-plastic behaviour of axisymmetric bodies subjected to non-symmetric loading -semi-analytical finite element solution-”，Int. Jour. for numerical methods in engineering, Vol.14, pp.1399～1412, 1979.
- 7) Thomas, T.J., S.Nair and Garg Vijay K.：“Elasto-plastic stress analysis and fatigue life prediction of a freight car wheel under mechanical and cyclic thermal loads”，Int. J. Computers & structures, Vol.17, pp.313～320, 1980.
- 8) Cheung, Y.K.：“Finite strip method in structural analysis”，Pergamon press, 1976.
- 9) Fung, Y.C.（大橋義夫他共訳）：“連続体力学入門 改訂版”，pp.113～143，培風館，1980.
- 10) Carter, J.P. and J.R. Booker：“Consolidation of axi-symmetric bodies subjected to non axi-symmetric loading”，Research report No.CE-20,

Dept. of Civil Engineering, Univ. of Queensland, 1981.

- 11) Goodman, R. E. R. L. Taylor and T. L. Brekke: "A model for mechanics of joint rock", Proc. of ASCE, vol. 94, SM3, pp. 637~659, 1968.
- 12) Goodman, R. E. (赤井、川本、大西共訳): "不連続性岩盤の地質工学", pp. 250~255, 森北出版, 1984.
- 13) Mahtab, M. A. and R. E. Goodman: "Three dimensional finite element analysis of jointed rock slopes", Proc. 2nd Cong. ISRM, BELGRADE, V3 paper 7-12, pp. 353~360, 1970.
- 14) 土岐憲三、三浦房紀、大竹敏雄: "3次元ジョイント要素による地盤-構造物系の非線形震動解析", 土木学会論文報告集, No. 322, pp. 51~61, 1982.
- 15) 土岐憲三、三浦房紀: "地盤-構造物系の非線形地震応答解析", 土木学会論文報告集, No. 317, pp. 61~68, 1982.
- 16) Kobori, T. and Y. Chikata: "An axisymmetric joint element under non-axisymmetric loadings in semi-analytical finite element method", Proc. of JSCE, No. 368(I-5), pp. 57~64, 1986.
- 17) 小堀為雄、近田康夫: "非軸対称荷重下の軸対称JOINT 要素に関する若干の考察", 構造工学論文集, Vol. 32A, pp. 335~342, 1986.
- 18) 近田康夫、小堀為雄、田中恵一: "子午面内での回転を考慮した非軸対称荷重下の軸対称ジョイント要素", 構造工学論文集, Vol. 34A, pp. 25~30, 1988.
- 19) Ghaboussi, J., E. L. Wilson and J. Isenberg: "Finite element for rock joints and interfaces", Proc. of ASCE, Vol. 9, SM10, pp. 883~849, 1973.
- 20) Heuze, F. E. and T. G. Barbour: "New models for rock joints and interfaces", Proc. of ASCE, Vol. 108, GT5, pp. 757~776, 1982.
- 21) 佐々木松典、中井照夫: "周面摩擦を考慮した杭の支持力問題の有限要素解析", 土木学会年次学術講演会講演概要集 III-245, pp. 487~488, 1982.
- 22) 土岐憲三、佐藤忠信、三浦房紀: "強震時における地盤と構造物の間の剝離と滑動", 土木学会論文報告集, No. 302, pp. 31~41, 1980.
- 22) Zienkiewicz, O. C., S. Valliappan and I. P. King: "Stress analysis of rock as a 'no tension' material", Geotechnique, Vol. 18, pp. 56~66, 1968.
- 23) 前出 17)
- 24) 前出 19)
- 25) 前出 22)
- 26) Miura, F.: "Studies on the nonlinear seismic response of soil-structure interaction systems", Doctoral dissertation (Kyoto Univ.), pp. 28~29, 1983.
- 27) 前出 18)
- 28) 田中恵一、近田康夫、小堀為雄: "有限要素解析における軸対称不連続面の取り扱いに関する研究", 土木学会年次学術講演会講演概要集, I-24, pp. 82~83, 1987. 9.

第3章 有限要素法による杭頭結合部の 応力伝達機構に関する研究

3-1 既存の実験結果による応力伝達機構の検討

有限要素解析によって杭頭結合部における応力伝達機構の解明を試みるのに先立ち、既存の実験結果の中で、杭頭結合部のフーチングコンクリート内の応力分布、あるいは歪分布を示してあるものを通じて、応力分布の特徴を確認しておくことにする。

杭頭結合部に関する、既存の実験的な研究報告の中で、フーチングコンクリートの支圧応力（またはひずみ）分布の測定結果を示しているものは、以外に少なく、文献1)、2)、3)に見られる程度である。

文献1)には、実験ピット内に4本組杭模型を設置して、鉛直および水平載荷実験を行ったもので、その実験装置の概要と実験結果をそれぞれFigs.3-1, 3-2に示す。この実験結果では、引き抜き側の杭が、一般的な1本の杭を用いた模型実験における軸力の作用していない載荷条件に、押し込み側の杭が軸力の作用した場合の載荷条件に対応している。Fig.3-2の引き抜き側杭を見ると、水平方向支圧応力 $\sigma_r (= \sigma_{oh})$ の分布は、フーチング下面近傍に集中しており、ほぼ杭頭埋め込み深さの1/2の位置で応力の符号が反転している。フーチング下面近傍では、三角形分布を呈するが、埋め込み部の杭先端（杭頭頂部）近傍では、3次元的な凹形状になるため、水平方向支圧応力はフーチング下面近傍に比較してかなり小さく、示方書に仮定されているような単純な、2次元のテコ支持機構とは異なる。一方、押し込み側杭を見ると、杭頭埋め込み深さが1/2以下（フーチング下面側）に応力が集中することは引き抜き側と同様であるがフーチング下面近傍で応力集中の緩和が見られる。これは、軸力による杭の膨らみ、フーチングの変形などから杭-フーチング境界面での摩擦が大きくなり、杭がフーチングを巻き込むような変形をするためと考えられる。

文献2)には、一般的な、RCスラブ・ベースに一本の杭を設置した模型による実験結果が示されている。ここでは、軸力の作用していない場合の水平載荷によるフーチングコンクリート内のひずみ分布をFig.3-3の様に示している。結果は、文献1)における、引き抜き側杭の結果と同様であるが、ここでは、フーチング表面のひずみ分布が示されてる。円周方向に沿った測定結果ではないものの、加力方向の面でピーク値をとり、側面に行くにしたがって値が減少する傾向はを示している。

文献3)では、やはり、1本杭の模型を用いての実験で、有限要素解析結果との

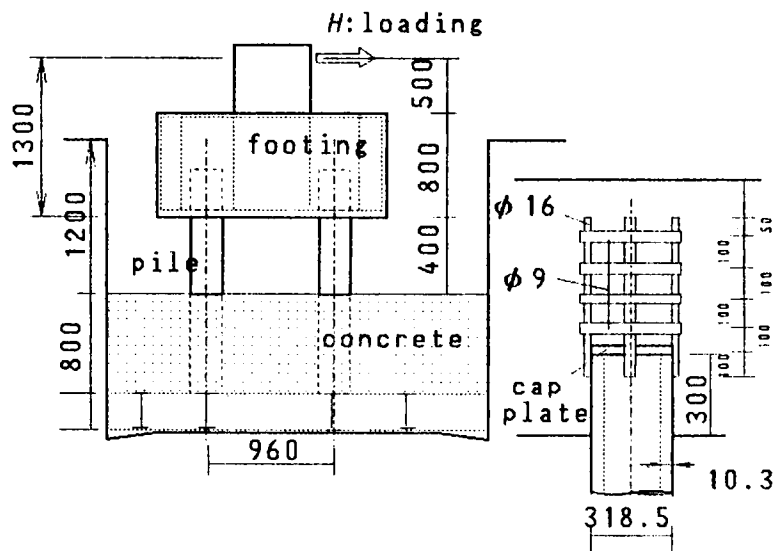


Fig.3-1 Schematic view of experimental apparatus with 4 piles¹⁾

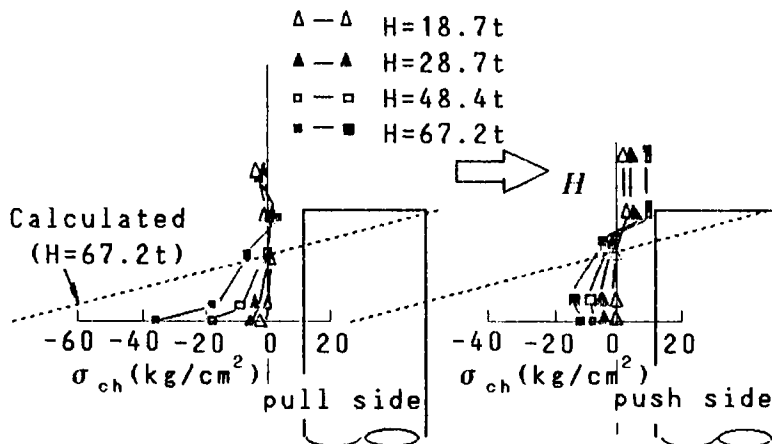


Fig.3-2 Measured stress distribution profiles¹⁾

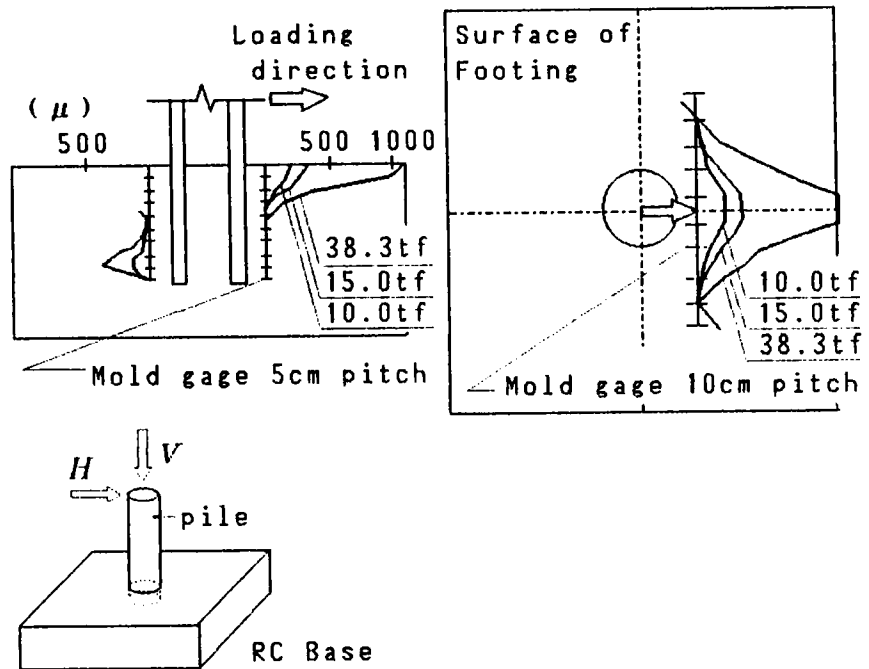


Fig.3-3 Measured stress distribution profiles²⁾

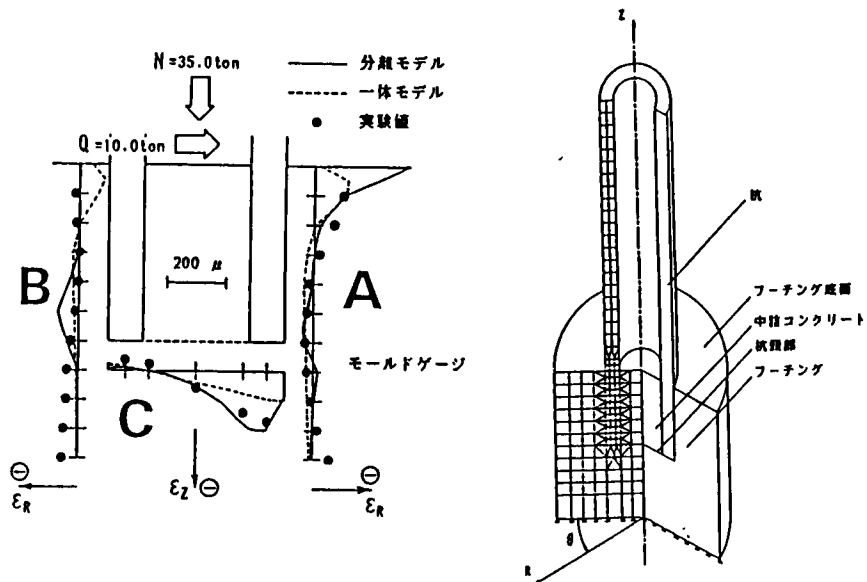


Fig.3-4 Measured stress distribution profiles³⁾

比較も行っている。ここで用いられている有限要素解析手法は、本研究と同様に半解析的手法であるが、境界面における剝離や滑動の表現手法として、境界条件を操作する方法で、剝離のみを表現し、対応する残差力の表現も1次調和成分のみを用いている。境界面での、滑動や摩擦の効果を考慮できないこともあり、解析としてはやや不十分である。しかし、解析結果と実験結果が比較され、半解析的手法の適用の妥当性が検証されている希少な研究報告である。文献3)に示されている結果で注目されるのは、杭によるフーチングの支圧力が側面へ回り込んだ形で、口の字形のラーメン状の支持機構を呈することを指摘している点である。これは、加わる力が杭側面（ $\theta = \pi/2$ 子午面）に回り込み、杭側面における σ_θ が加力面の支圧 σ_r と分担支持するものである。また、文献1)の結果にも現れているが、杭の周面摩擦により、フーチング下面でフーチングの巻き込みが生じ水平支圧応力の応力集中が緩和される現象が指摘されている。

3-2 有限要素解析による応力伝達機構の検討^{4), 5), 6), 7)}

3-2-1 解析モデル

杭頭結合部を、前章で述べた半解析的手法を用いて解析する場合の解析モデルを、PC杭を例にとって示すとFig. 3-5 のようである。この解析モデルは、一般的な杭頭結合部に関する実験模型でに基づいて、ベースに杭を1本埋め込んだものをモデル化している。

一般的な実験模型では、RCベースに杭を1本埋め込み、実際の杭基礎とは天地を逆にしてベースを下にして設置し、杭の上先端に荷重を作用させる形式をとる（Fig. 3-3 参照）。

杭の張り出し長さを実際の実験模型に合わせると（1 m程度の張り出し長さが多い）、弾性支持された片持ち梁の解析と等価となるが、ここでは、梁部分でなく、梁基部の結合部に着目した解析であるので、梁（＝杭）の張り出し長さは、杭径の1/2 とし、荷重はその断面での等価断面力としてモデル化する。このようにすれば、余分な片持ち梁部分の解析を行わなくて良い。さらに、実際の実験では、杭先端に集中荷重として載荷する作用荷重は、忠実にモデル化すれば、多くの調和成分を必要とするが、これを等価断面力として作用させることにより、0次と1次の2調和成分のみで表現でき、結果的に、荷重を表現するために必要な調和成分項の数を大幅に減ずることができる（Fig. 3-6 参照）。

したがって、軸対称体として、この実験模型をモデル化すれば、Fig. 3-5 のようになる。図に示すように、有限要素分割は、一子午面（ここでは、 $\theta = 0$ 子午面）に関してのみでよい。また、拘束条件としては、フーチング上面外縁を単純支持とする。

解析に用いる物性値、および荷重条件は Table 3-1, Table 3-2 に示すとおりである。杭の周面摩擦の条件は、ジョイント要素の粘着力C および内部摩擦角 ϕ

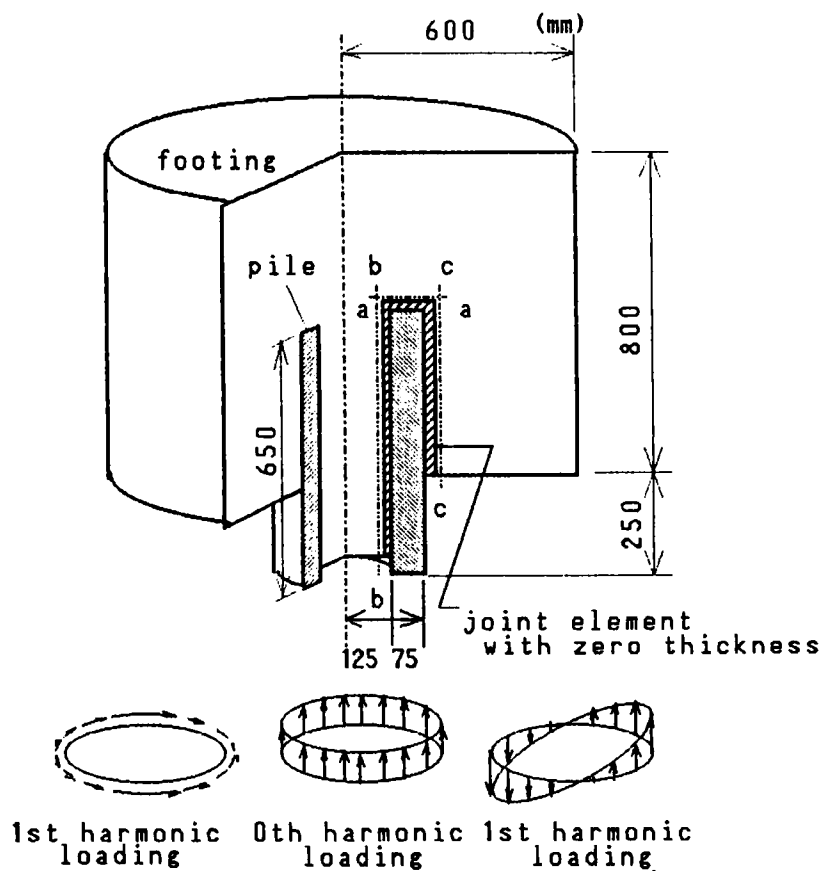


Fig.3-5 Pile head joint modeled as an axisymmetric body under non-axisymmetric loadings

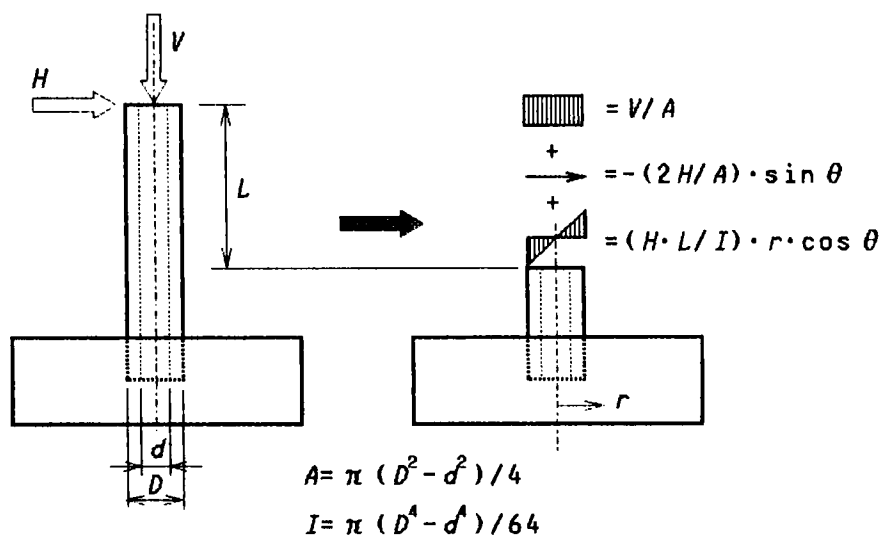


Fig.3-6 Transformation of loadings

で規定する。Table 3-1 中のジョイント要素の接合剛性の値は、予備計算により定めた。すなわち、ジョイント要素を用いない場合の解析結果と、線形挙動のみを許したジョイント要素を用いた場合の解析結果の比較から、両者の相対誤差が、数%の範囲となるように定めた。

荷重条件は、Table 3-2に示すように軸力の有無により、PC杭、鋼管杭に対してそれぞれ2つの荷重条件を設定した。

Table 3-1 Mechanical properties of pile, footing and joint element

	Footing	Pile ⁺	Joint
E_c (MPa)	2.94×10^4	3.43×10^4	—
ν_c (—)	0.17	0.17	—
E_p (MPa)	—	2.06×10^5	—
ν_p (—)	—	0.3	—
k_s (MPa/m)	—	—	7.5×10^5
k_η (MPa/m)	—	—	1.5×10^6
k_θ (MPa/m)	—	—	7.5×10^5
C (MPa)	—	—	5.0, 0.0
ϕ (°)	—	—	30.0

+ E_c, ν_c : PC pile, E_p, ν_p : Steel pile

Table 3-2 Loading conditions

Loading case	H (MN)	V (MN)	M (MN·m)
LC-1C	1.10×10^{-1}	$1.26 \times 10^{+0}$	8.00×10^{-2}
LC-2C	1.10×10^{-1}	0.00	8.00×10^{-2}
LC-1S	2.50×10^{-2}	2.27×10^{-1}	4.00×10^{-2}
LC-2S	2.50×10^{-2}	0.00	4.00×10^{-2}

LC-1C, -2C: for PC pile, LC-1S, -2S: for Steel pile

実験的には、杭頭部のフーチングへの埋め込み深さも重要なパラメーターとして取り上げられているが、結合方法Aの場合杭径分埋め込めば充分であることが多くの実験で確認されているので、ここでは独立した検討対象項目として取り扱わない（現行設計において、杭頭埋め込み深さの異なる2つの方法が規定されて

いるのでそれをモデル化することにする)。

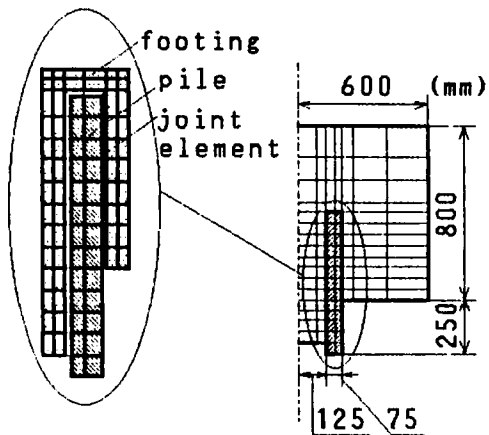
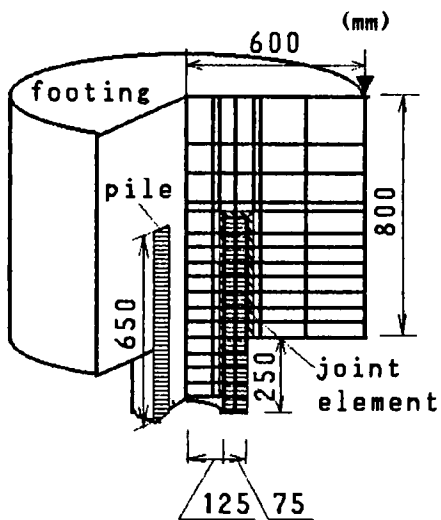
解析モデルとしては、PC杭、鋼管杭の2種類の杭を用い、それぞれに、杭頭を杭径分だけフーチング内に埋め込むものと杭頭をフーチング内に杭径に関わりなく10cmだけ埋め込むモデルを用いる(前者は、示方書の結合方法A、後者は結合方法Bに対応する)。ここでも、示方書に倣って、それぞれを結合方法A、結合方法Bと呼ぶことにする。これらの解析モデルの要素分割をFigs. 3-7, 3-8に示す。Fig. 3-7は、PC杭に関する有限要素分割を示しており、図中の(a), (b), (c)の各図はそれぞれ中詰めコンクリート深さが1.5D, D, 0の結合方法Aの解析モデルであり(d)図は結合方法Bの解析モデルである。一方、Fig. 3-8には、鋼管杭に関する有限要素分割を示しており、図中の(a), (b), (c)の各図はいずれも結合方法Aで、中詰めコンクリート深さ1.5Dで杭周面にずれ止めを2段設けた解析モデル、中詰めコンクリート深さ0で鋼製蓋板を設けたモデル、中詰めコンクリート深さ1.5Dで杭周面にずれ止めのない解析モデルである。また、(d), (e), (f)の各図は、いずれも結合方法Bで、中詰め深さがフーチング下面からDだけ下がった位置で、杭内周面にずれ止めを2段設けた解析モデル、中詰めコンクリート深さ0で鋼製蓋板を設けた解析モデル、中詰め深さがフーチング下面からDだけ下がった位置で、杭内周面にずれ止めを設けない解析モデルである。

なお、中詰めコンクリートの影響は、PC杭では結合方法Aのみを、鋼管杭では結合方法A、結合方法Bの双方に関して検討している。これは、道路橋示方書の規定から、杭基礎設計便覧の規定への変更に対応させたものである。また、PC杭結合方法Bでは、道路橋示方書の規定で既にかなり深い中詰めコンクリートの打設を規定しており、杭基礎設計便覧でもほとんど道路橋示方書と同一の規定となっている。

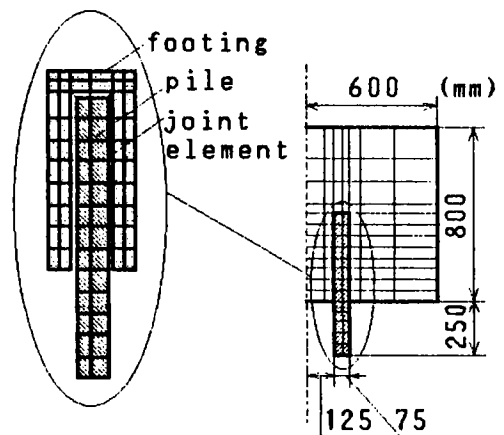
モデル化したPC杭は、直径400(mm)、肉厚75(mm)である。プレストレスは導入せず、また、Young's Modulusの値もPC杭としてはやや小さく設定してある。したがって、より正確には高剛性RC杭としてモデル化していることになる(既製RC杭を用いた場合の杭頭結合部の設計方法などは、PC杭を用いた場合と同一である)。また、鋼管杭は、直径400(mm)、肉厚10(mm)とした。フーチングの厚さ、半径は、それぞれ、示方書における規定に基づき、杭頭の埋め込み長さの2倍以上、杭径の1.25倍以上を満足するように設定してある。半径の規定は、杭基礎の解析において、杭の間隔が杭径の2.5倍以上であれば、独立に挙動する単杭の集合と見なして良いとする規定である。

フーチング内部の配筋は、フープ鉄筋を1次元要素で、それ以外の鉄筋は軸対称に配筋されているものとして、円管要素でモデル化している。また、PC杭の結合方法B、鋼管杭では、杭頭部に補強鉄筋を設けるように規定されているので、これを円管要素でモデル化している。

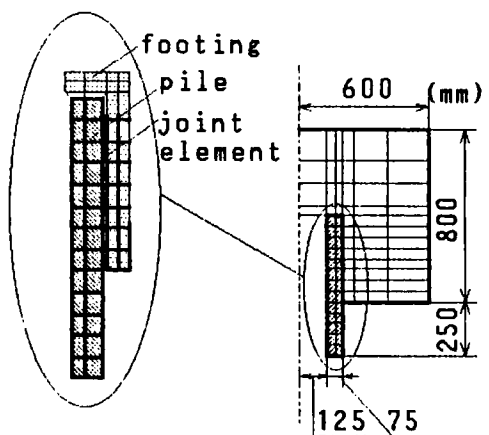
3-2-2 解析結果



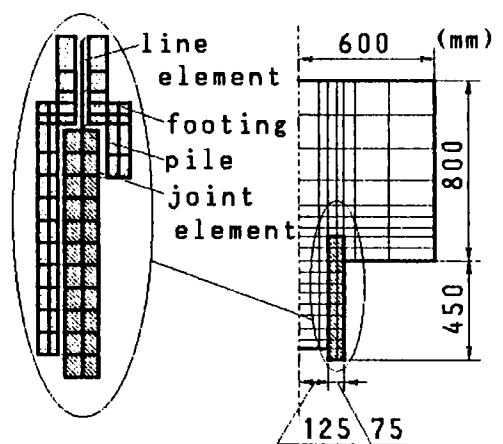
(a) Infilled depth=1.5D



(b) Infilled depth=0

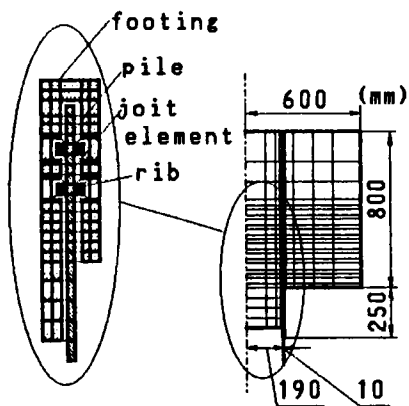


(c) Infilled depth=0

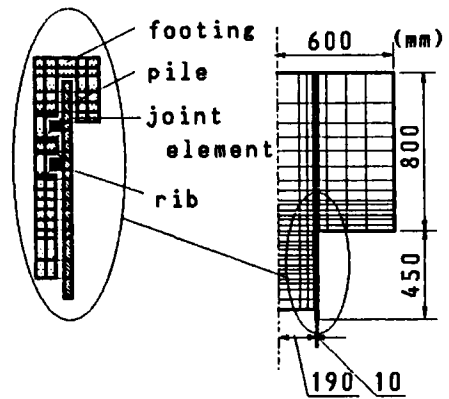


(d) B-type joint

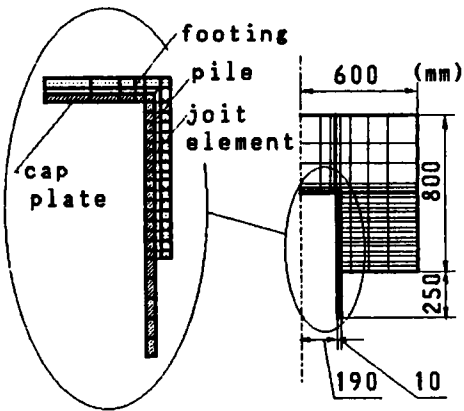
Fig.3-7 FEM mesh for PC pile model (A-type and B-type)



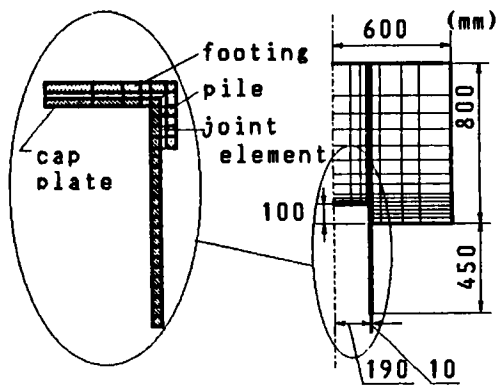
(a) A-type, $\lambda = 1.5D$, with rib



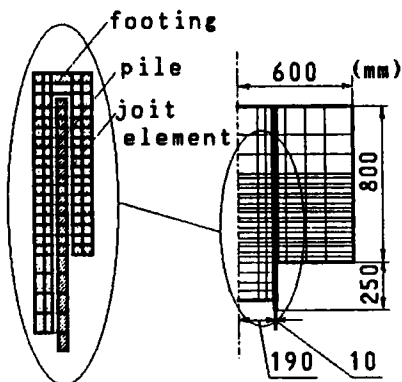
(d) B-type, $\lambda = 1.5D$, with rib



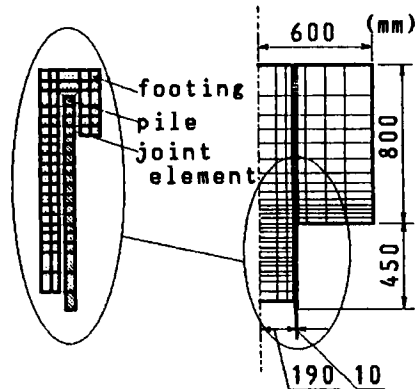
(b) A-type, $\lambda = 0$



(e) B-type, $\lambda = 0$



(c) A-type, $\lambda = 1.5D$



(f) B-type, $\lambda = 1.5D$

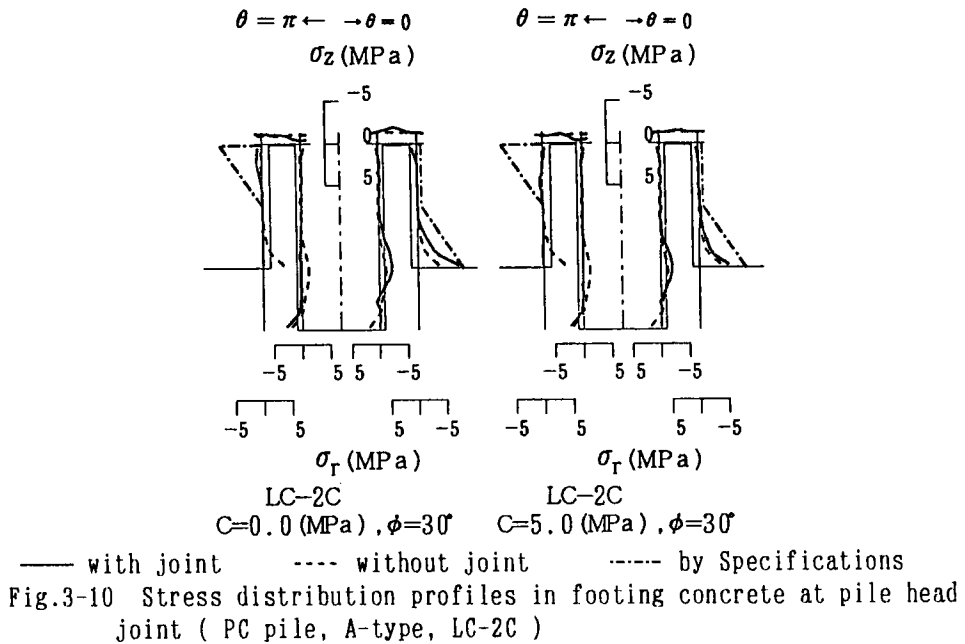
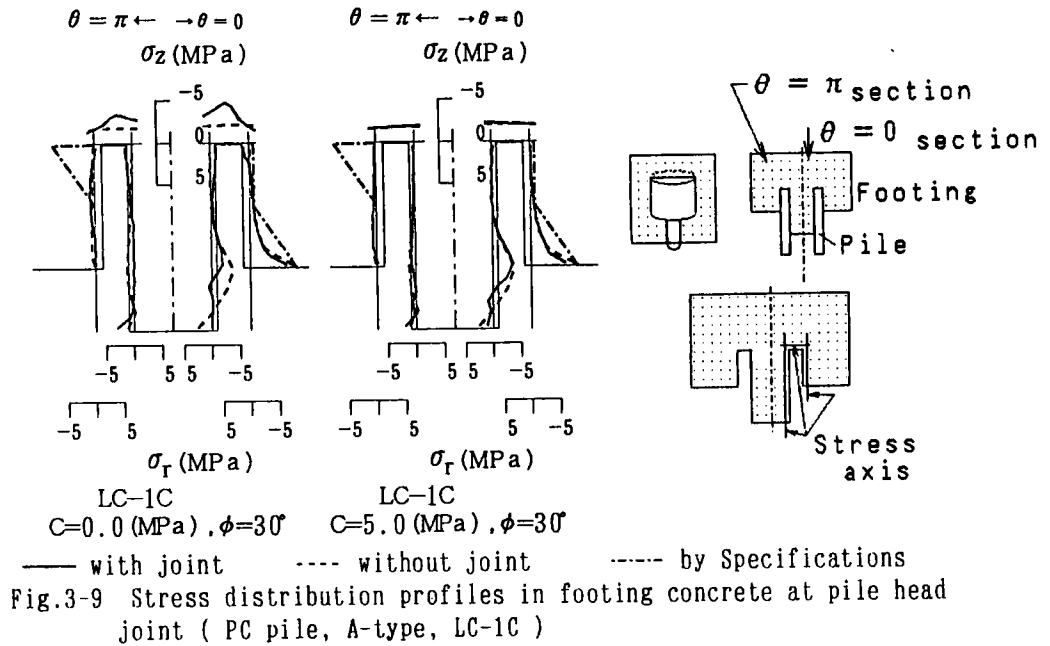
Fig.3-8 FEM mesh for Steel pile model (A-type and B-type)

解析結果の一部を Fig. 3-9, Fig. 3-10に示す。図は、 $\theta = 0$ 子午面に関する切断面における、フーチングコンクリート内の応力値 (σ_r , σ_z , τ_{rz}) を示している。Fig. 3-9 は軸力の作用していない場合、Fig. 3-10は軸力が作用している場合の結果である。応力値は、杭－フーチング境界面に最も近いガウス積分点での値をプロットしている。比較のため、ジョイント要素を用いない場合の解析結果（線形解）を破線で、また、 σ_r に関しては、示方書に規定されている安全性照査に用いる応力分布を一点鎖線で示している。線形解は、杭－フーチング境界面で、剝離あるいは滑動がまったく発生しない場合、換言すれば、境界面での付着がきれていない場合に相当する。

まず、境界面で付着がきれていない場合の線形解（破線）をみると、水平支圧応力 σ_r は、フーチング下面近傍に集中している。また、軸力が作用した場合には、応力分布が、圧縮側へシフトしており、軸力が、杭頭頂部のみばかりでなく、杭周面の応力分布にも影響をおよぼすことが判る。杭頭頂面近傍の垂直支圧応力 σ_z は、杭周面の付着の効果で、杭軸方向の力が摩擦で支持されるため、値としては σ_r に比較してかなり小さい。以上から、杭周面の付着がきれるまでは、主としてフーチング下面近傍の支圧と、杭周面の付着によって応力伝達が行われていることが判る。

つぎに、軸対称ジョイント要素を用いて杭－フーチング境界面における剝離、滑動を考慮した場合の解析結果（実線）を見ると、 $\theta = \pi$ 子午面のフーチング下面近傍で剝離が生じたために、剝離しない場合に伝達されていた引っ張り応力が伝達されなくなり、その応力が、 $\theta = \pi$ 子午面の杭頭頂部で受け持たれている形の、変則的なテコ支持機構を呈している。また、剝離および滑動の発生により、杭周面での摩擦によって分担されていた杭軸方向の力も、杭頭頂面の支圧 (σ_z) での支持に変化している。この、杭頭頂面での支圧応力の違いに注目すれば、杭周面での付着、摩擦の応力伝達への寄与の大きさがよく判る。また、 $\theta = 0$ 子午面のフーチング下面近傍において、水平支圧応力の三角形分布がやや緩和されているのは、杭－フーチング間の摩擦によってフーチングの巻き込みが生じているためと考えられる。

水平方向の支圧応力の円周方向分布を、回転軸と直交するいくつかの断面について示すと Fig. 3-11 のようである。図は6つの応力成分について示しており、下半分に軸力の作用している場合を、上半分に軸力の作用していない場合を示している。軸力が作用している場合には、応力分布が基準円の外側へ向かって広がる傾向を示しており、これは、応力分布が圧縮側へシフトしていることを示している。また、軸力が作用していない場合の σ_θ の分布に着目すると、 $\theta = 0$ 子午面で圧縮応力を示し、 $\theta = \pi/2$ 子午面では大きな引っ張り応力を示しており、 $\theta = 0$ 子午面に受ける支圧力が回り込んでいる様子がよく分かる。これは、黒正らの実験で指摘されていた現象であり、数値計算によってこれが確認されたことになる。さらに、Fig. 3-11の応力分布は、Fig. 3-12に示すように、0次あるいは1次の三角関数で近似表現できる。すなわち、 $\sigma_r (= \sigma_{ch})$, $\sigma_z (= \sigma_{cv})$ は、円周方



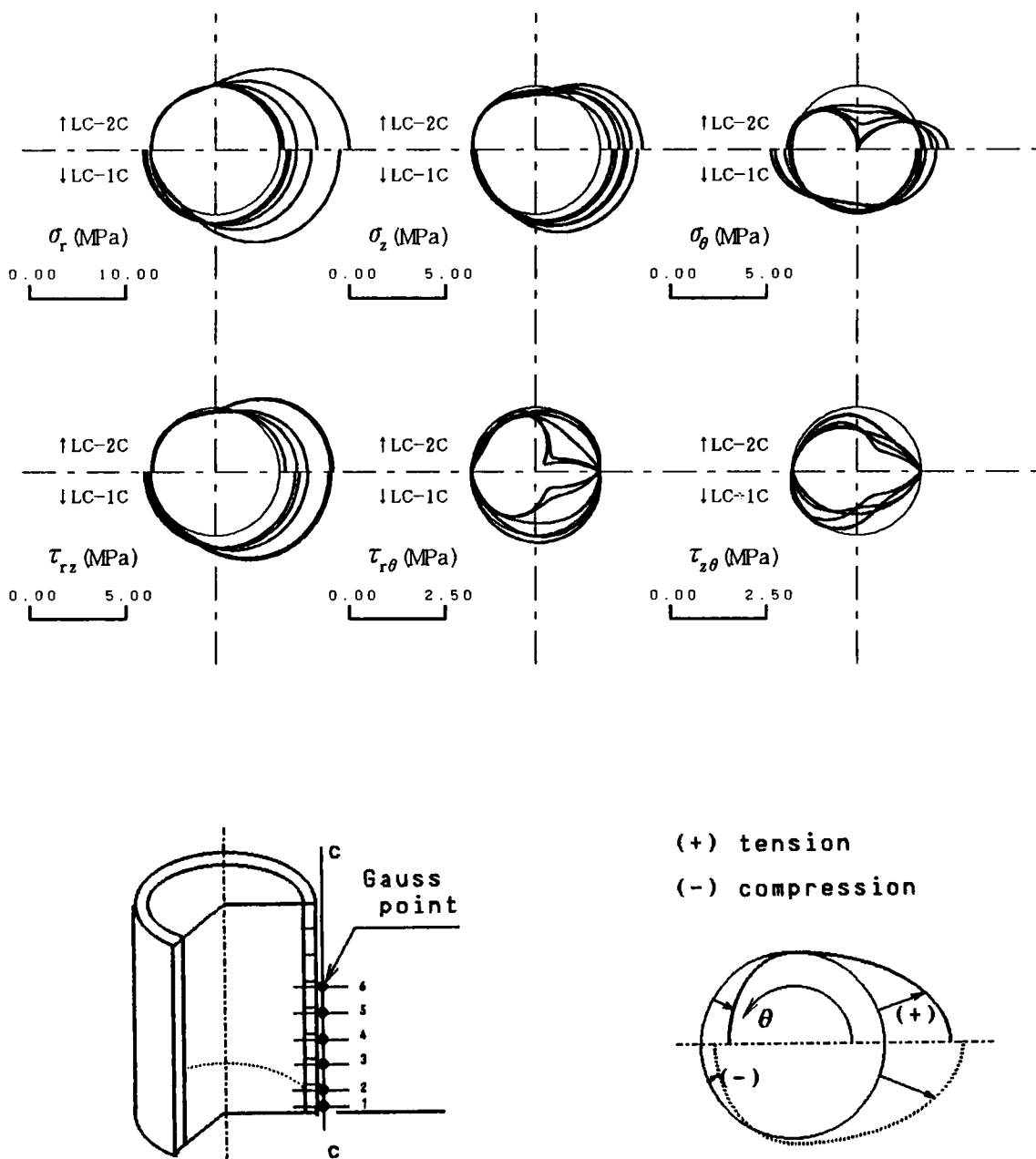


Fig.3-11 Stress distribution profiles along circumferential direction
 in footing concrete at pile head joint
 (PC pile, A-type, $C=0.0$ MPa, $\phi=30^\circ$)

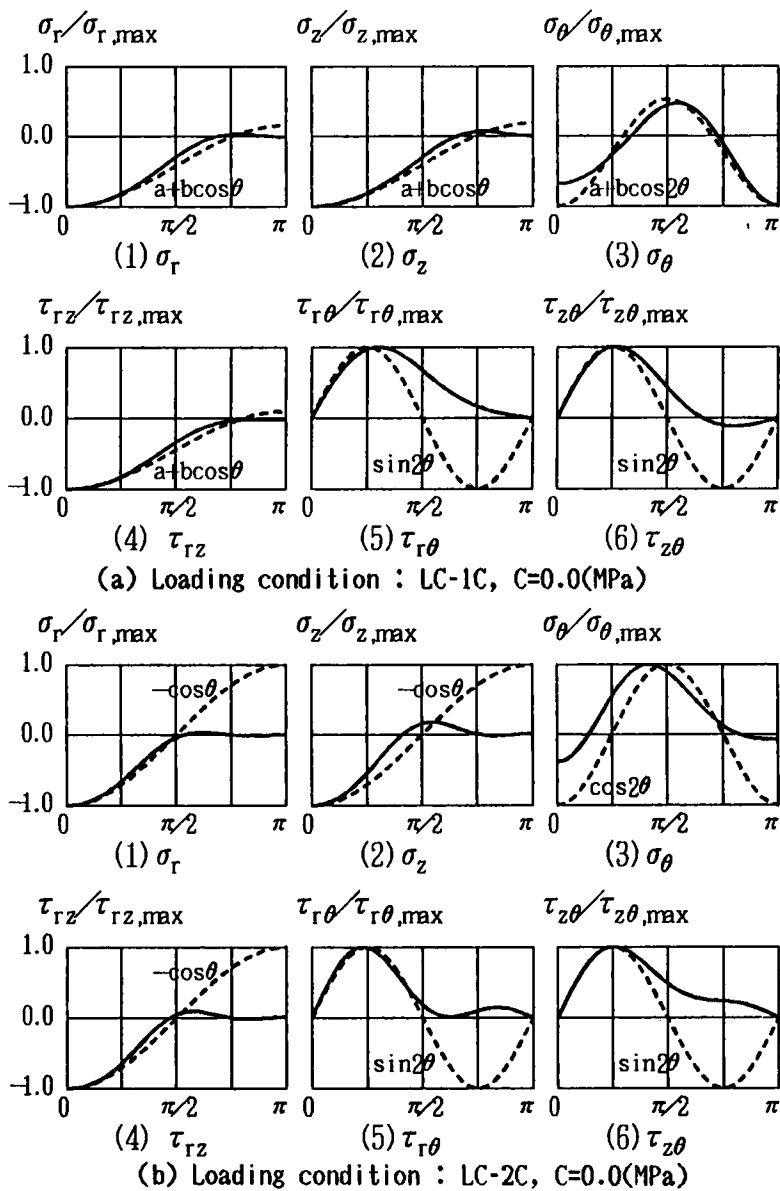


Fig.3-12 Approximation of stress distributions by trigonometric functions at pile head joint

向に余弦(cosine)分布する。また、円周方向の応力成分(σ_θ)や、せん断応力成分に関しても、 σ_θ は2次の余弦分布、 τ_{rz} は1次の余弦分布、 $\tau_{r\theta}$ 、 $\tau_{z\theta}$ は2次の正弦(sine)分布に近似できることが分かる。軸力が作用している場合をみると杭側面の水平支圧応力は、 $\sigma_r=a+b\cdot\cos\theta$ (a, b :係数)のように0次と1次の調和成分の和の形で近似できることが分かる。しかし、応力の再配分の結果と考えられるが、Fig. 3-11に示されるように、 $\theta=0$ 子午面における応力値が軸力の作用していない場合とほとんど同じか、むしろ若干ちいさめの値を示しており、軸力作用の効果は、圧縮域が $\theta=\pi/2$ を越えて広がることにより、摩擦面積が増加することにあると言えよう。

以上に示した有限要素解析結果は、先に示した既存の実験結果の傾向と一致しており、ここで採用した半解析的手法の適用と、軸対称ジョイント要素による境界面挙動のモデル化の妥当性が確認されたと言える。

また、解析結果からは、従来指摘されていた杭周面摩擦や軸力が応力伝達に大きく寄与することが示された。

3-3 杭頭結合部の応力伝達に影響する諸因子の検討^{8), 9), 10), 11), 12)}

前節までで、半解析的手法による杭頭結合部の解析の妥当性が確認できた。以下では、従来の実験的研究によって、杭頭結合部の応力伝達機構に大きな影響をもつと指摘されている3つの因子の影響を有限要素解析を通して検討する。3つの因子とは、

- ①杭への中詰めコンクリートの深さ
- ②軸力
- ③杭周面摩擦

である。

計算結果の一部を、Figs. 3-13~3-32に示す。Figs. 3-13~22は応力分布を示し、Figs. 3-23~32は変位状態を示している。

中詰めコンクリート深さの影響を見る場合、応力分布図に関しては、PC杭ではFigs. 3-13, 3-14, 3-15を、鋼管杭では結合方法AはFigs. 3-18, 3-19 結合方法BはFigs. 3-21, 3-22をそれぞれ比較すればよい。また、変位図に関してはPC杭ではFigs. 3-23, 3-24, 3-25を、鋼管杭では結合方法AはFigs. 3-28, 3-29を結合方法BはFigs. 3-31, 3-32をそれぞれ比較すればよい。

軸力の影響を見る場合、応力分布図では、各図の(a)図と(c)図、あるいは(b)図と(d)図をそれぞれ比較すればよい。変位図では、図の表題中の対応する応力図番号を参照すればよい。

杭の周面摩擦の影響を見る場合、応力分布図では、各図の(a)図と(b)図、あるいは(c)図と(d)図をそれぞれ比較すればよい。変位図に関しては、軸力の影響

Table 3-3 Figures No. and their analytical conditions

Fig.No. stress	Fig.No. deform	Type	Pile	\varnothing (m)	C(MPa)	LC	rib
3-13, (a), (e), (i)	3-23, (a)	A	PC	1.5D	0.0	LC-1C	×
3-13, (b), (f), (j)	3-23, (b)	A	PC	1.5D	5.0	LC-1C	×
3-13, (c), (g), (k)	3-23, (c)	A	PC	1.5D	0.0	LC-2C	×
3-13, (d), (h), (l)	3-23, (d)	A	PC	1.5D	5.0	LC-2C	×
3-14, (a), (e), (i)	3-24, (a)	A	PC	1.0D	0.0	LC-1C	×
3-14, (b), (f), (j)	3-24, (b)	A	PC	1.0D	5.0	LC-1C	×
3-14, (c), (g), (k)	3-24, (c)	A	PC	1.0D	0.0	LC-2C	×
3-14, (d), (h), (l)	3-24, (d)	A	PC	1.0D	5.0	LC-2C	×
3-15, (a), (e), (i)	3-25, (a)	A	PC	0.0	0.0	LC-1C	×
3-15, (b), (f), (j)	3-25, (b)	A	PC	0.0	5.0	LC-1C	×
3-15, (c), (g), (k)	3-25, (c)	A	PC	0.0	0.0	LC-2C	×
3-15, (d), (h), (l)	3-25, (d)	A	PC	0.0	5.0	LC-2C	×
3-16, (a), (e), (i)	3-26, (a)	B	PC	1.25D	0.0	LC-1C	×
3-16, (b), (f), (j)	3-26, (b)	B	PC	1.25D	5.0	LC-1C	×
3-16, (c), (g), (k)	3-26, (c)	B	PC	1.25D	0.0	LC-2C	×
3-16, (d), (h), (l)	3-26, (d)	B	PC	1.25D	5.0	LC-2C	×
3-17, (a), (e), (i)	3-27, (a)	A	SC	1.5D	0.0	LC-1S	○
3-17, (b), (f), (j)	3-27, (b)	A	SC	1.5D	5.0	LC-1S	○
3-17, (c), (g), (k)	3-27, (c)	A	SC	1.5D	0.0	LC-2S	○
3-17, (d), (h), (l)	3-27, (d)	A	SC	1.5D	5.0	LC-2S	○
3-18, (a), (e), (i)	3-28, (a)	A	SC	0.0	0.0	LC-1S	×
3-18, (b), (f), (j)	3-28, (b)	A	SC	0.0	5.0	LC-1S	×
3-18, (c), (g), (k)	3-28, (c)	A	SC	0.0	0.0	LC-2S	×
3-18, (d), (h), (l)	3-28, (d)	A	SC	0.0	5.0	LC-2S	×

Table 3-3 Figures No. and their analytical conditions(continue)

Fig.No. stress	Fig.No. deform	Type	Pile	\varnothing (m)	C(MPa)	LC	rib
3-19, (a), (e), (i)	3-29, (a)	A	SC	1.5D	0.0	LC-1S	×
3-19, (b), (f), (j)	3-29, (b)	A	SC	1.5D	5.0	LC-1S	×
3-19, (c), (g), (k)	3-29, (c)	A	SC	1.5D	0.0	LC-2S	×
3-19, (d), (h), (l)	3-29, (d)	A	SC	1.5D	5.0	LC-2S	×
3-20, (a), (e), (i)	3-30, (a)	B	SC	1.5D	0.0	LC-1S	○
3-20, (b), (f), (j)	3-30, (b)	B	SC	1.5D	5.0	LC-1S	○
3-20, (c), (g), (k)	3-30, (c)	B	SC	1.5D	0.0	LC-2S	○
3-20, (d), (h), (l)	3-30, (d)	B	SC	1.5D	5.0	LC-2S	○
3-21, (a), (e), (i)	3-31, (a)	B	SC	0.0	0.0	LC-1S	×
3-21, (b), (f), (j)	3-31, (b)	B	SC	0.0	5.0	LC-1S	×
3-21, (c), (g), (k)	3-31, (c)	B	SC	0.0	0.0	LC-2S	×
3-21, (d), (h), (l)	3-31, (d)	B	SC	0.0	5.0	LC-2S	×
3-22, (a), (e), (i)	3-32, (a)	B	SC	1.5D	0.0	LC-1S	×
3-22, (b), (f), (j)	3-32, (b)	B	SC	1.5D	5.0	LC-1S	×
3-22, (c), (g), (k)	3-32, (c)	B	SC	1.5D	0.0	LC-2S	×
3-22, (d), (h), (l)	3-32, (d)	B	SC	1.5D	5.0	LC-2S	×

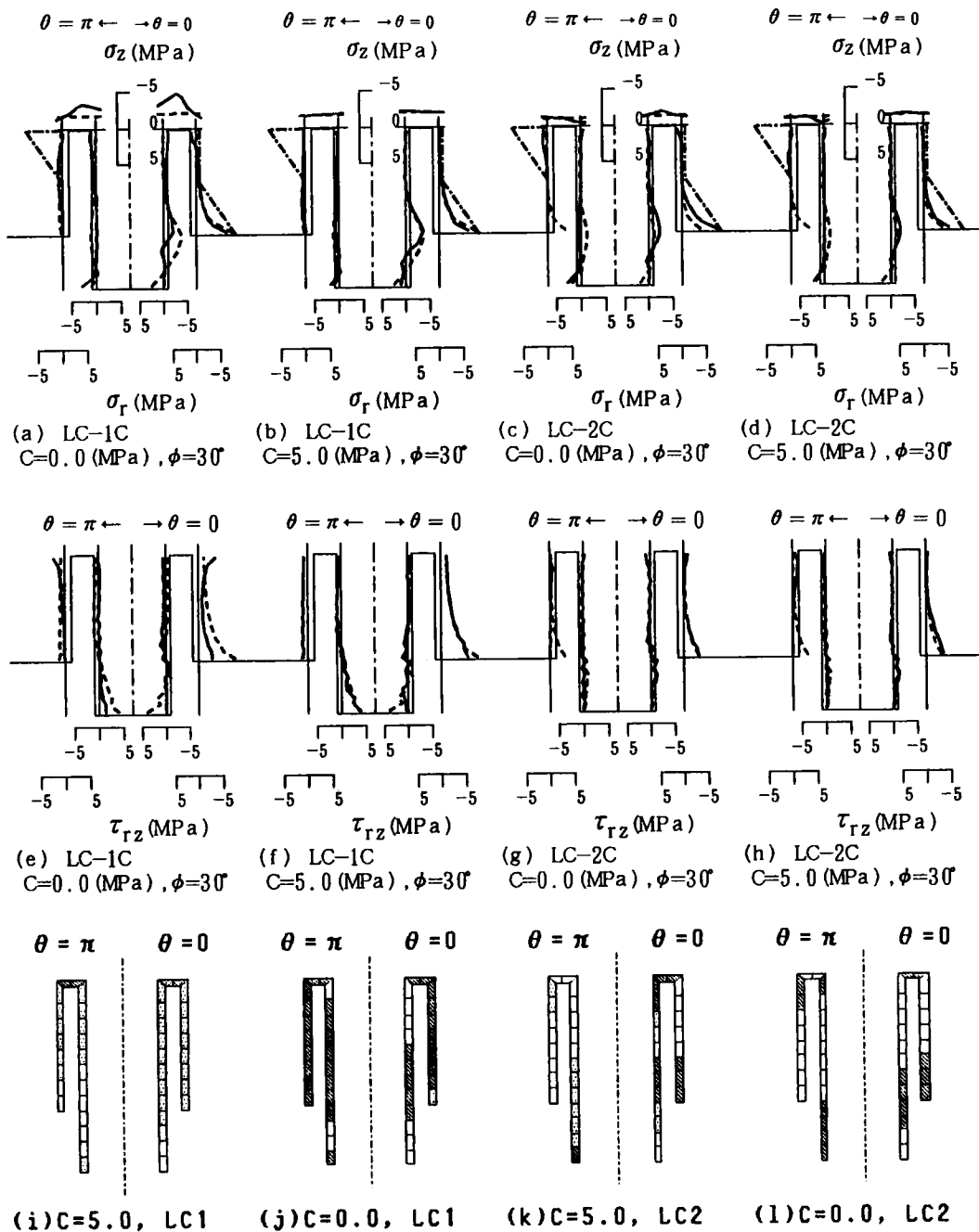
を見る場合と同様に、図の表題中の対応する応力図番号を参照すればよい。

また、各応力分布図では(a)～(d)の各図に対応して、(e)～(f)図にせん断応力の分布を、(i)～(l)図にジョイント要素の剝離、滑動の発生状態を示している。

以上の各図と解析条件の対応をTable 3-3 に示す。

3-3-1 中詰めコンクリート深さ

中詰めコンクリートの深さの影響を、PC杭の結合方法Aについて見てみる(Fig. 3-13, 3-14, 3-15)。図から明らかなことは、中詰めコンクリート深さの違いによる応力分布の変化は、杭頭頂部の支圧応力 σ_v に最も顕著に現れている。すなわち、中詰めコンクリート深さが小さくなるにしたがって、杭周面の摩擦面積が少なくなり、杭頭頂部の支圧応力が増加する。すなわち、フーチングコンクリ



— with joint ---- without joint - - - - by Specifications
 □ not debond nor slip □ slip □ debond
 Fig.3-13 Stress distribution profiles in footing concrete at pile head
 joint and states of joint elements (PC pile, A-type, $\lambda=1.50$)

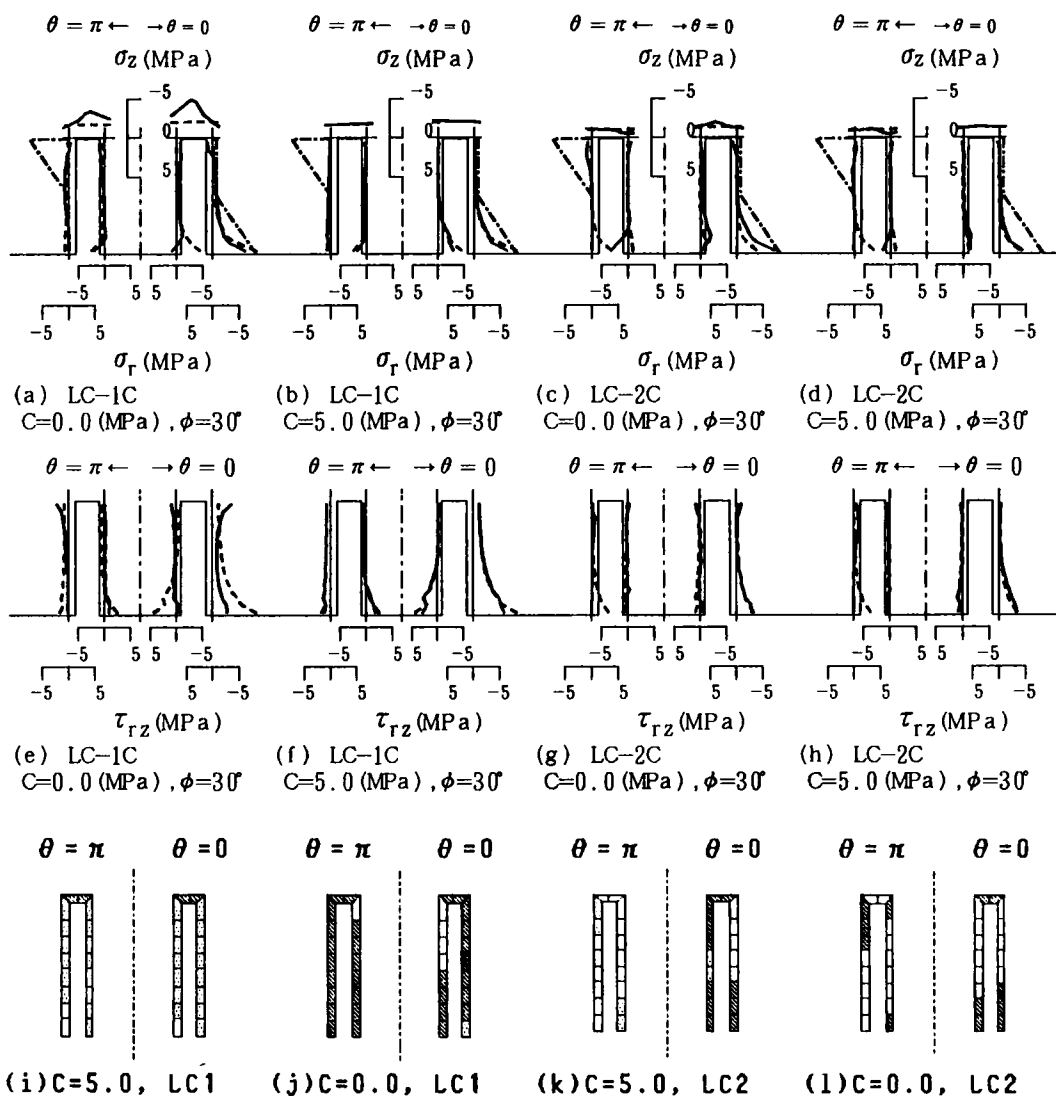
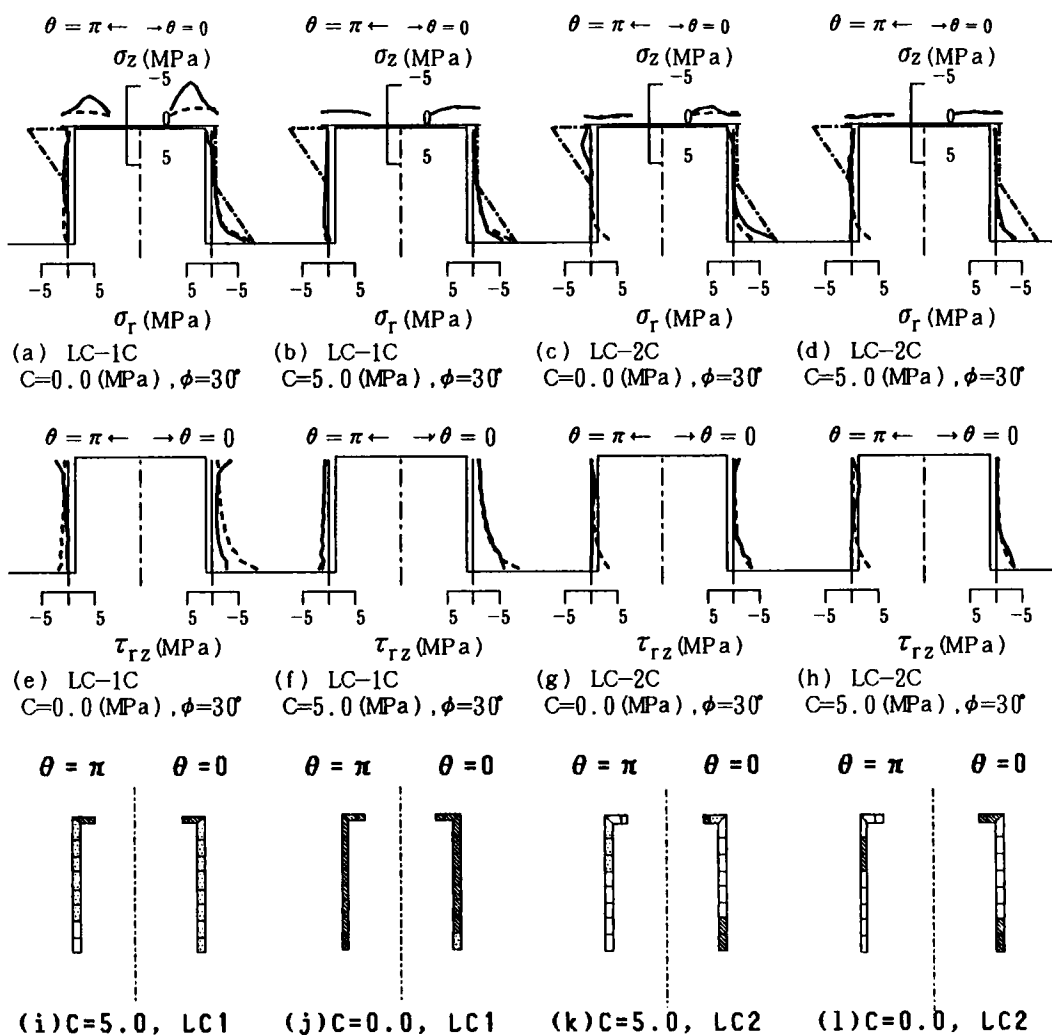
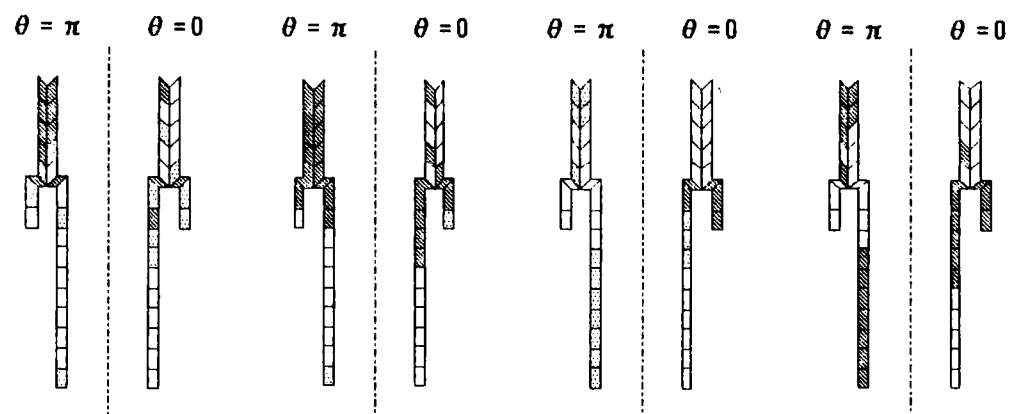
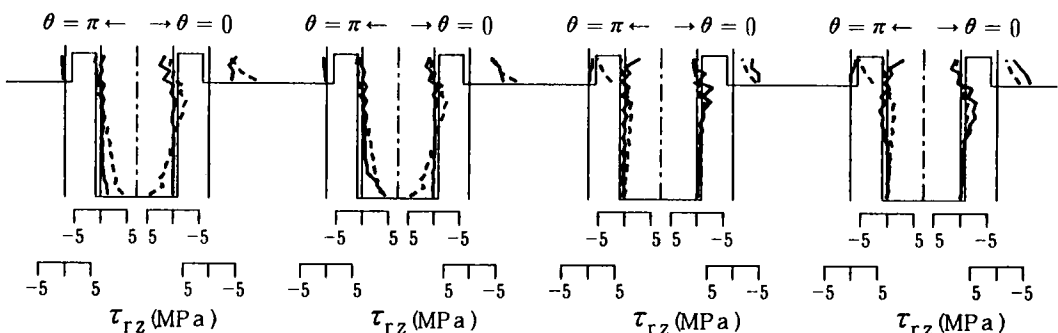
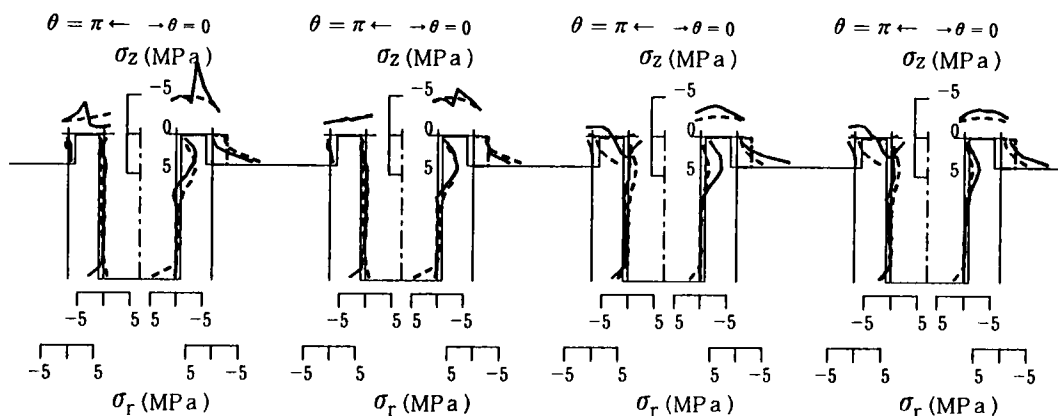


Fig.3-14 Stress distribution profiles in footing concrete at pile head joint and states of joint elements (PC pile, A-type, $\varnothing = D$)



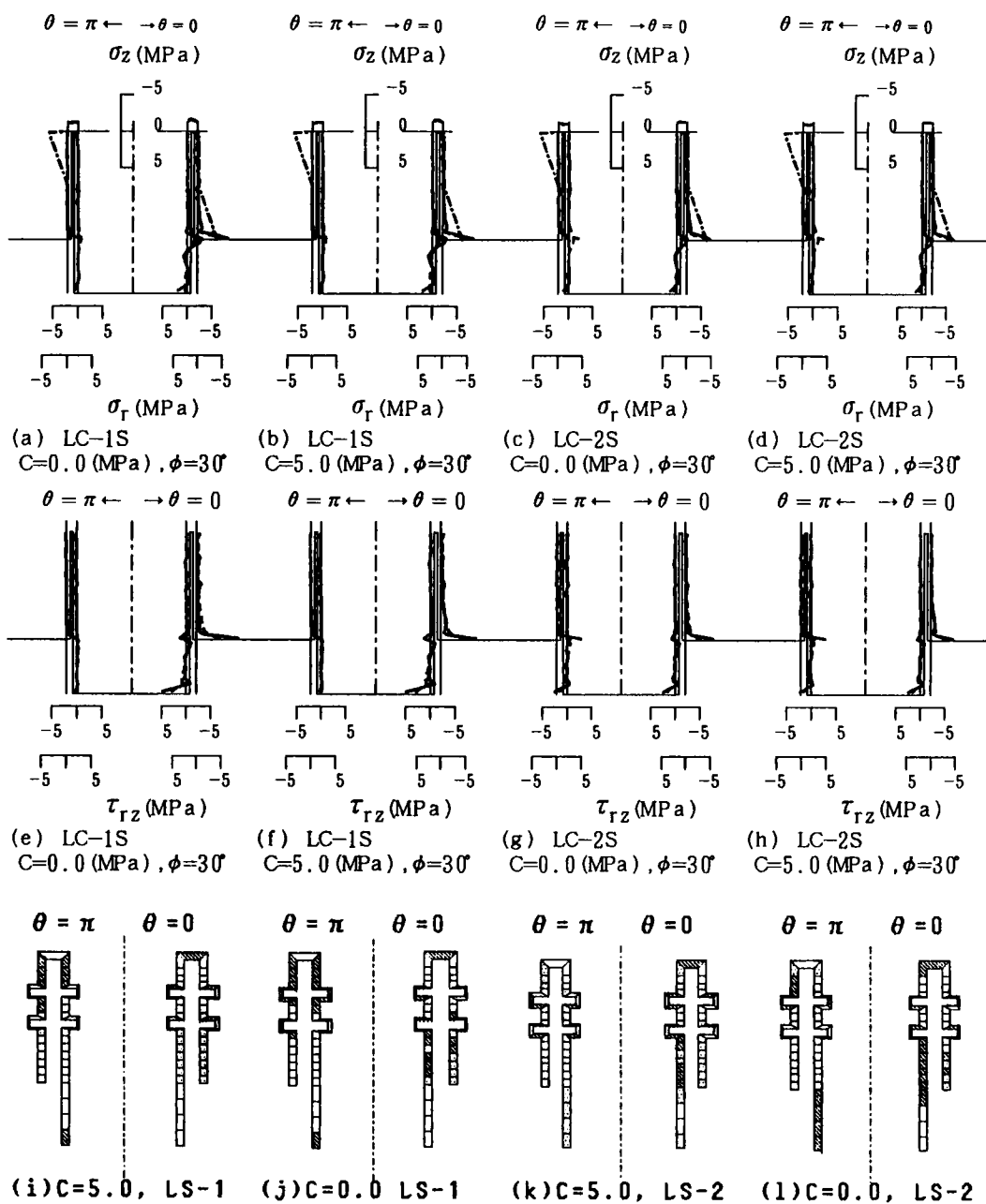
— with joint ---- without joint by Specifications
 □ not debond nor slip ▨ slip □ debond

Fig.3-15 Stress distribution profiles in footing concrete at pile head
 joint and states of joint elements (PC pile, A-type, $\varphi=0$)



— with joint --- without joint - - - - by Specifications
 □ not debond nor slip □ slip □ debond

Fig.3-16 Stress distribution profiles in footing concrete at pile head joint and states of joint elements (PC pile, B-type)



— with joint ---- without joint - - - - by Specifications
 □ not debond nor slip ■ slip □ debond
 Fig.3-17 Stress distribution profiles in footing concrete at pile head joint and states of joint elements
 (Steel pile, A-type, $\lambda=1.5D$, with rib)

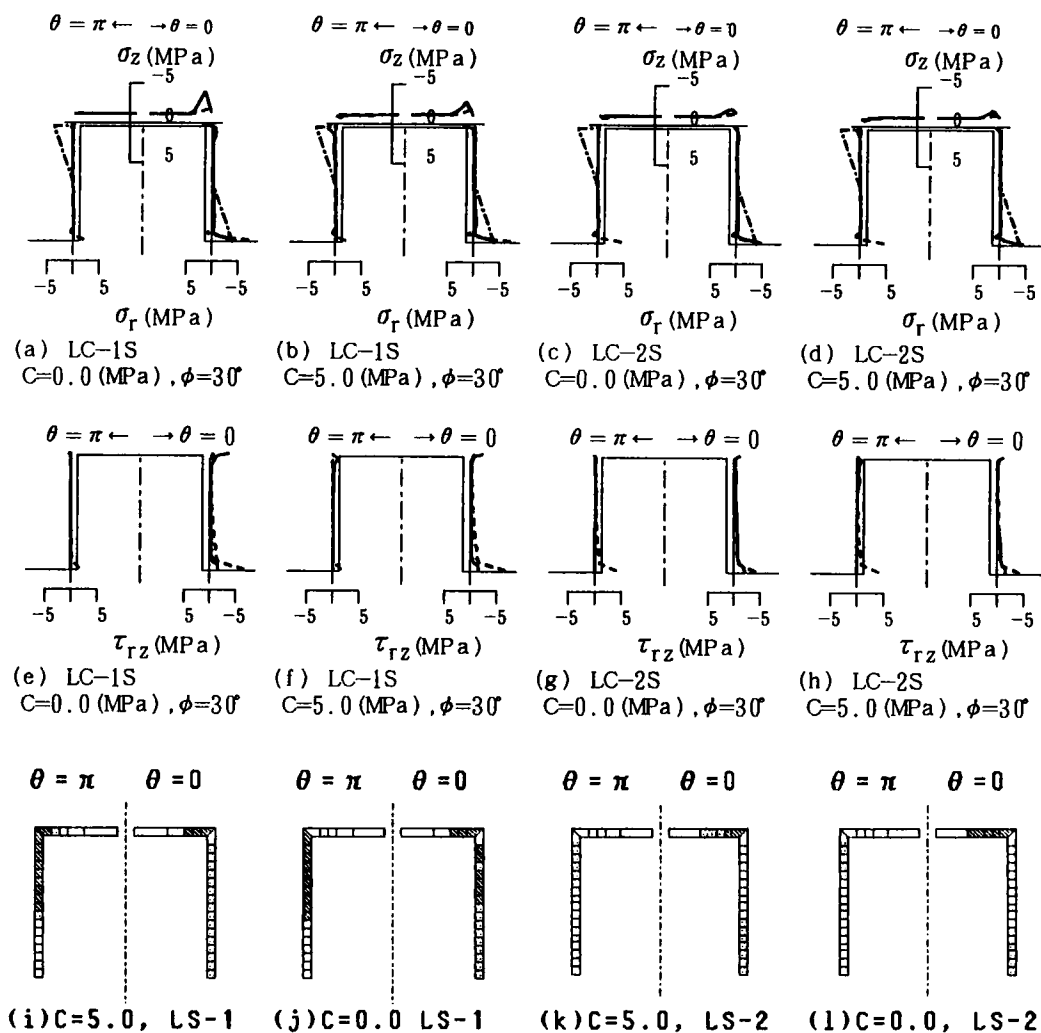
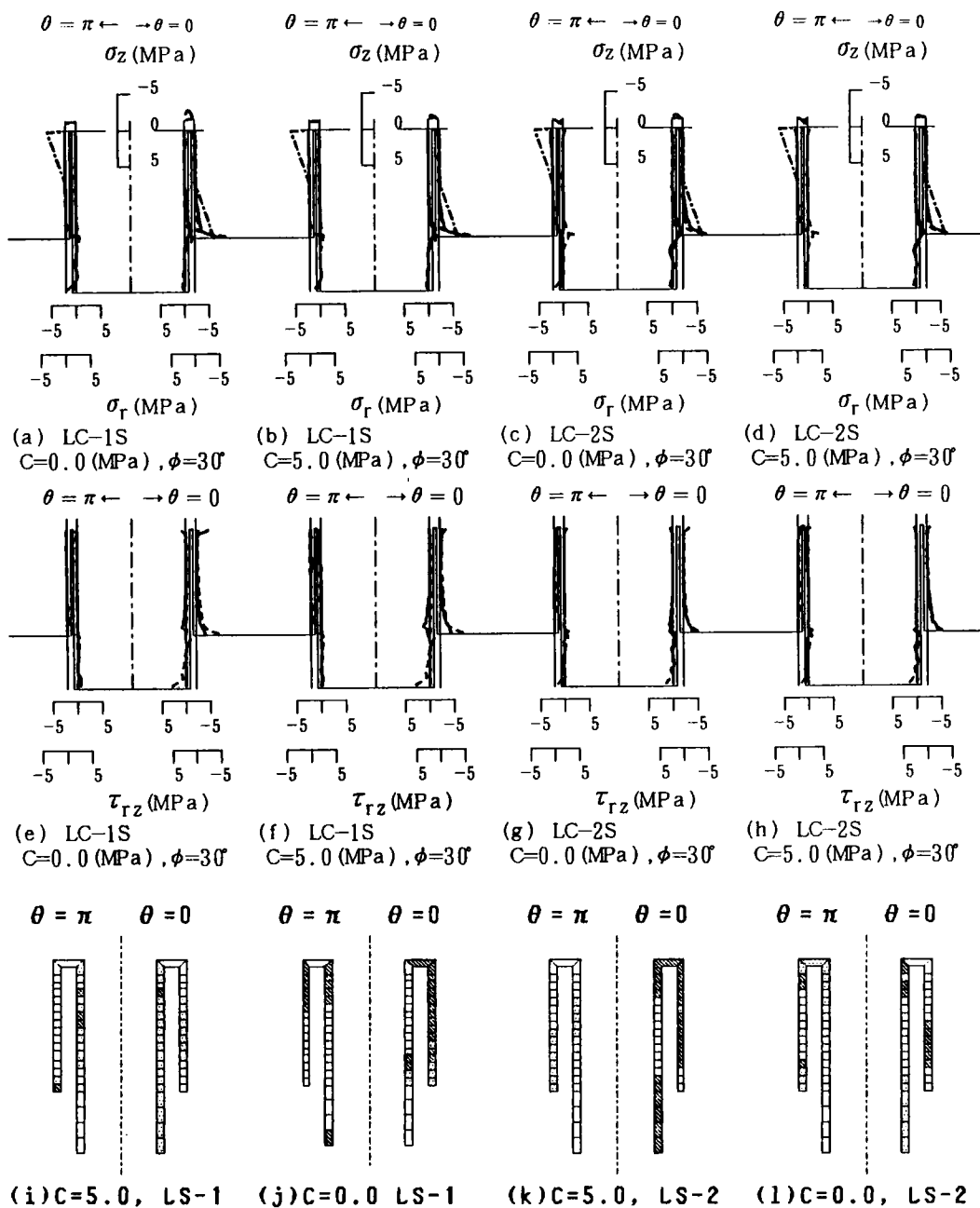


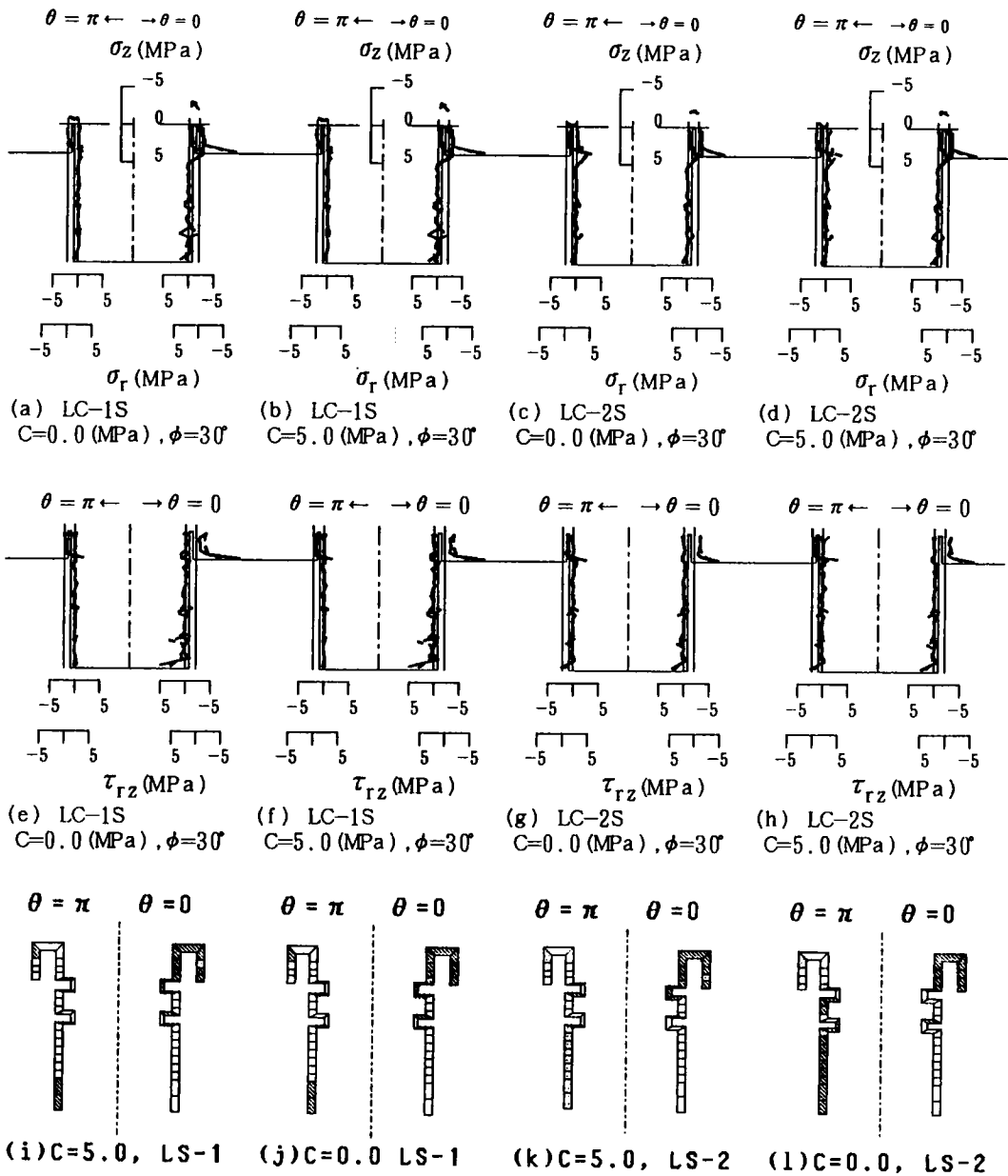
Fig.3-18 Stress distribution profiles in footing concrete at pile head joint and states of joint elements
 (Steel pile, A-type, $\lambda=0$, without rib)



— with joint ---- without joint - - - - by Specifications
 ■ not debond nor slip □ slip □ debond

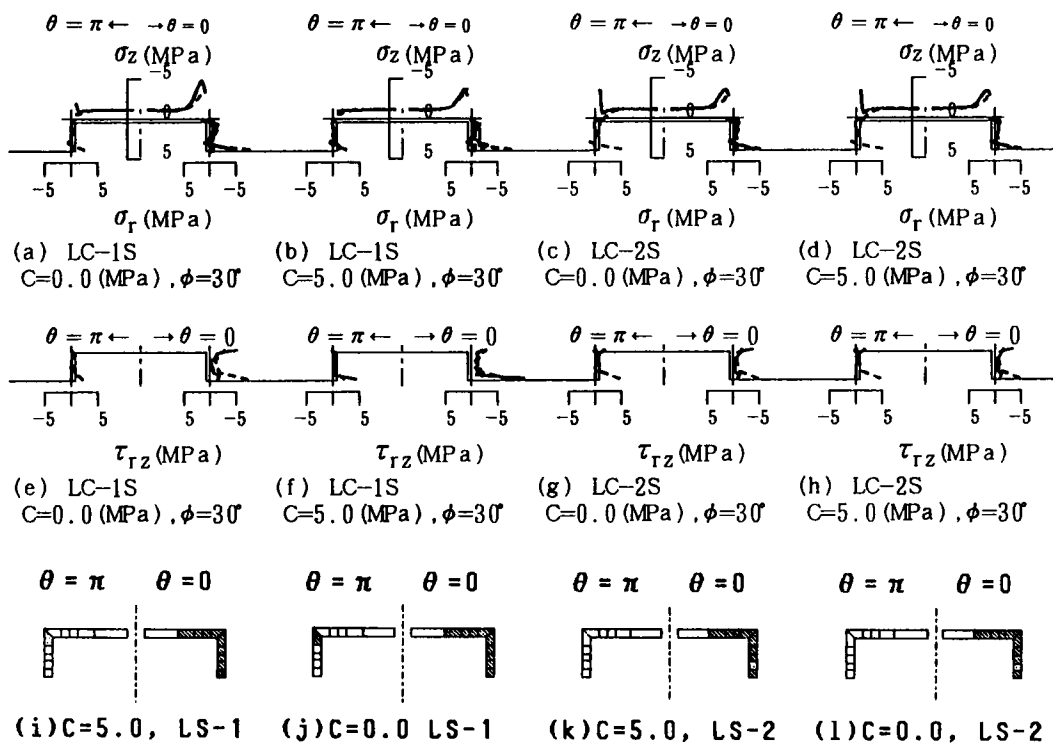
Fig.3-19 Stress distribution profiles in footing concrete at pile head joint and states of joint elements

(Steel pile, A-type, $\lambda=1.5D$, without rib)



— with joint ---- without joint by Specifications
 □ not debond nor slip ■ slip □ debond

Fig.3-20 Stress distribution profiles in footing concrete at pile head joint and states of joint elements
 (Steel pile, B-type, $\lambda=1.5D$, with rib)



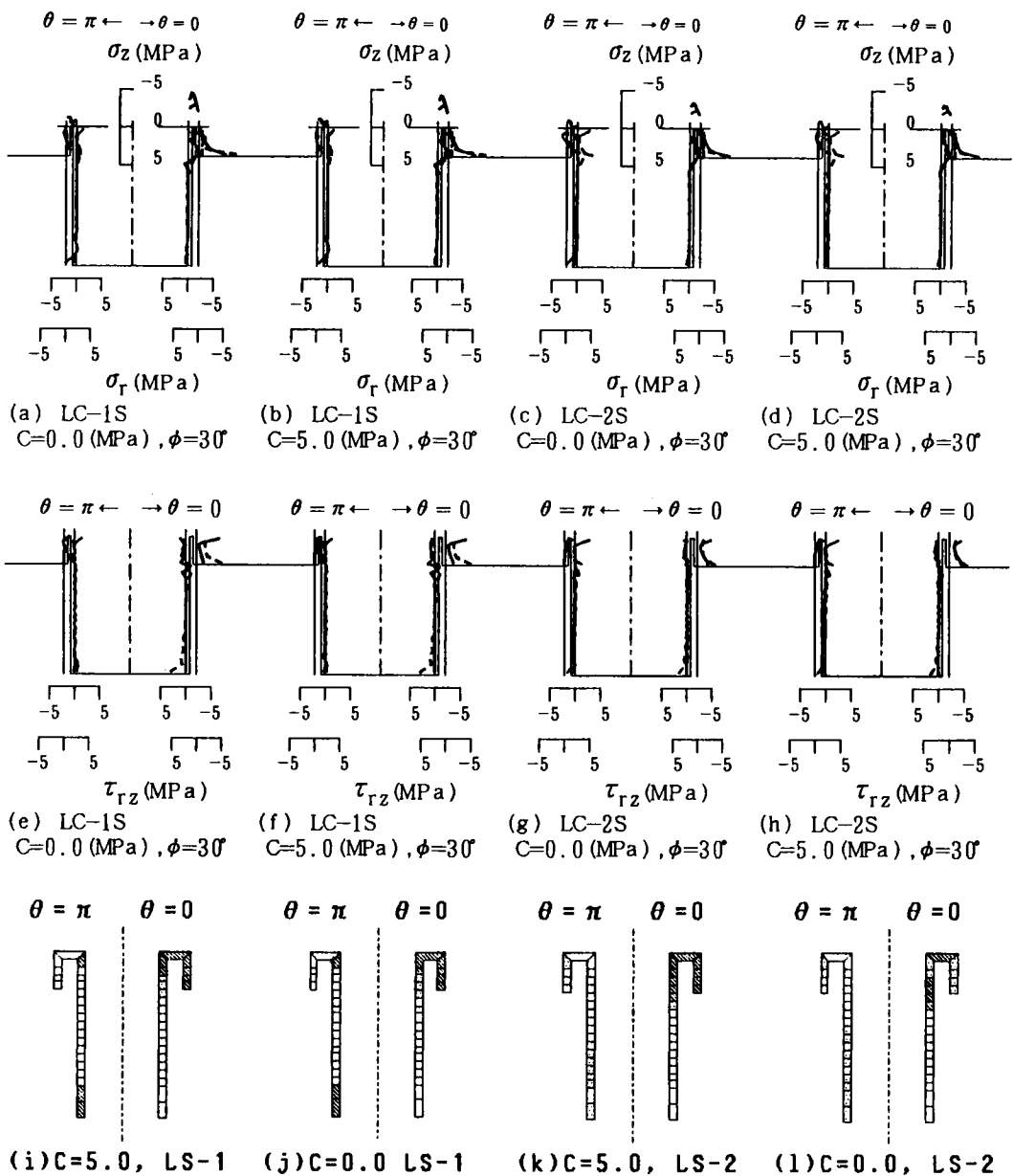
— with joint ---- without joint - - - - by Specifications

□ not debond nor slip ▨ slip □ debond

Fig.3-21 Stress distribution profiles in footing concrete at pile head

joint and states of joint elements

(Steel pile, B-type, $\lambda=0$, without rib)



— with joint --- without joint - - - - by Specifications
 □ not debond nor slip □ slip □ debond

Fig.3-22 Stress distribution profiles in footing concrete at pile head joint and states of joint elements
 (Steel pile, B-type, $\lambda=1.5D$, without rib)

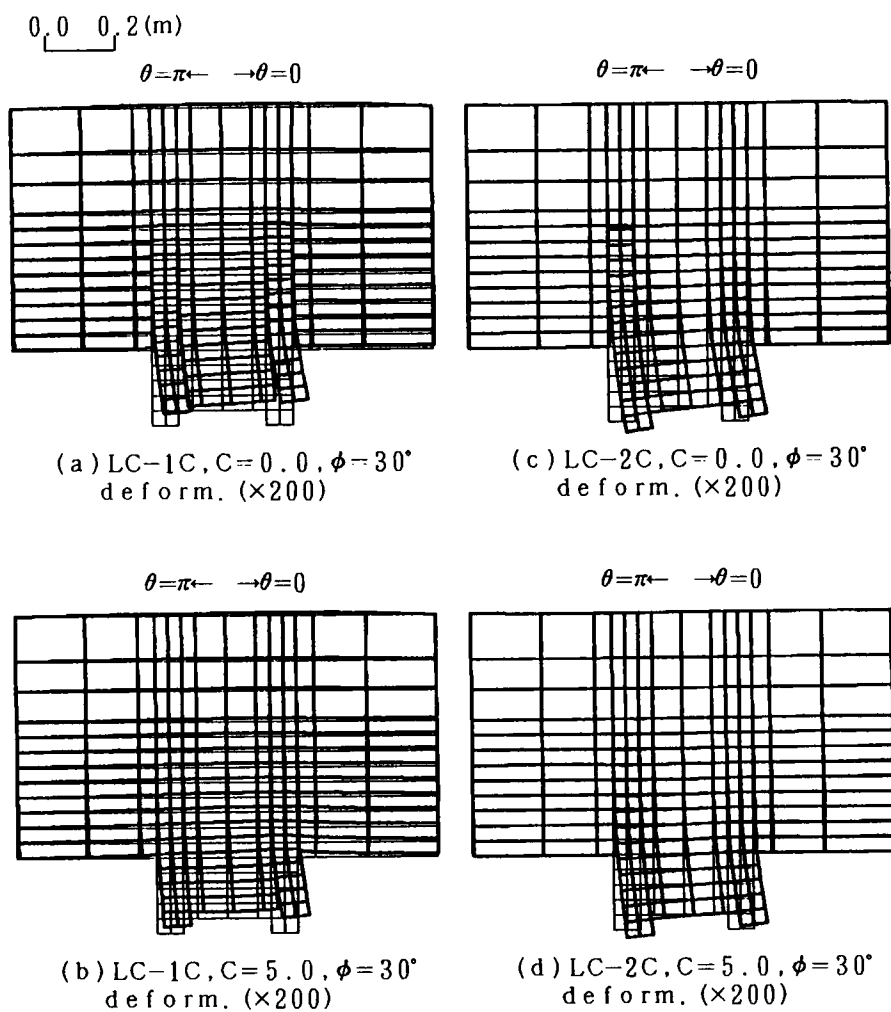


Fig.3-23 Deformation modes of pile head joint
(PC pile, A-type, $\lambda=1.5D$)

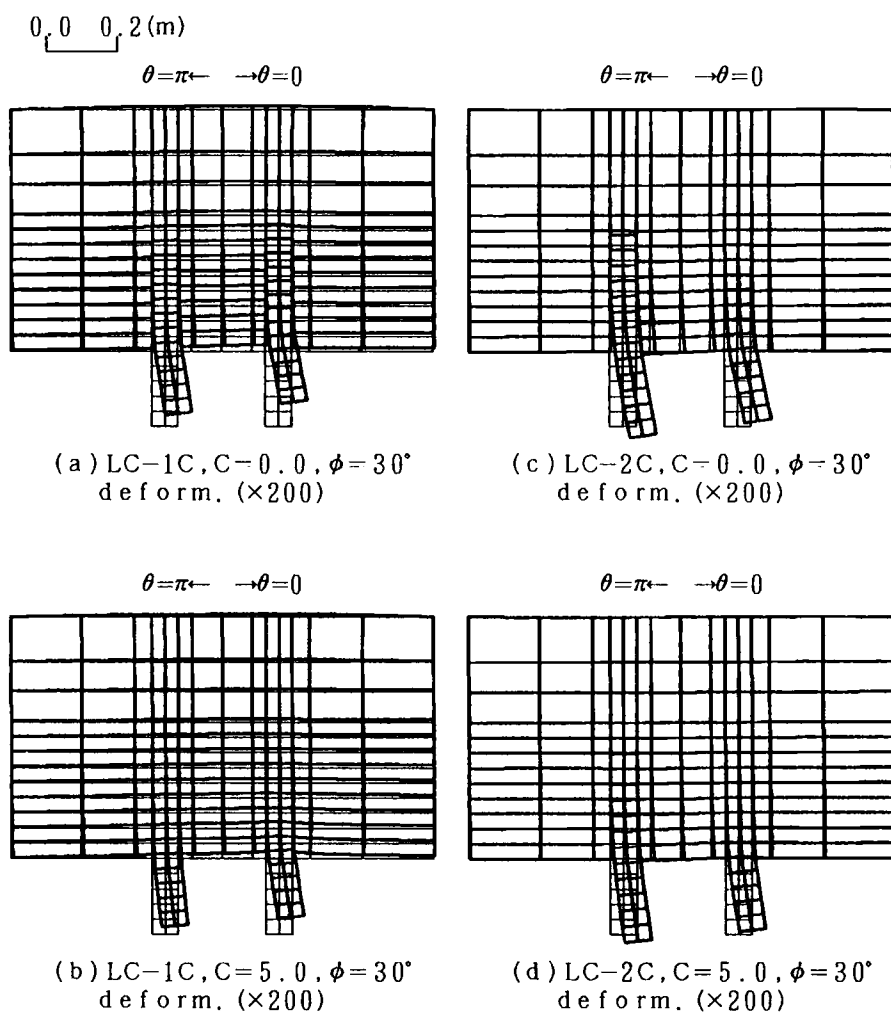


Fig.3-24 Deformation modes of pile head joint
(PC pile, A-type, $\varnothing = D$)

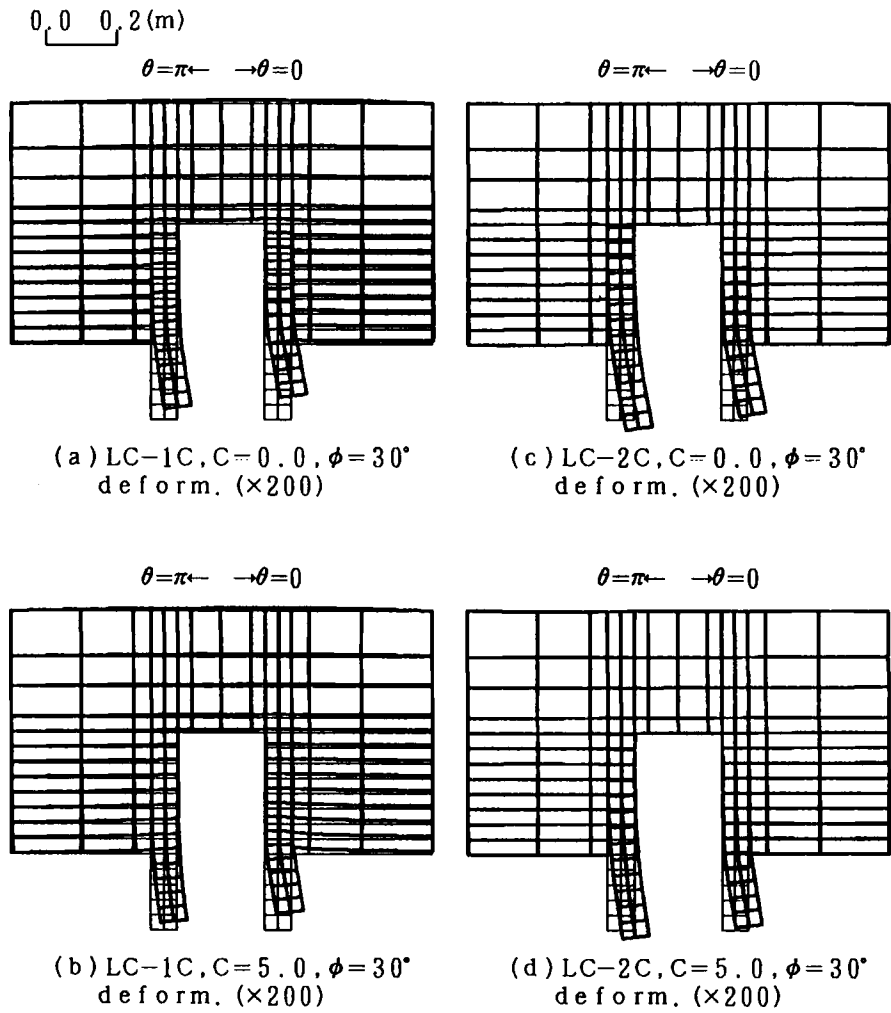


Fig.3-25 Deformation modes of pile head joint
(PC pile, A-type, $\varnothing=0$)

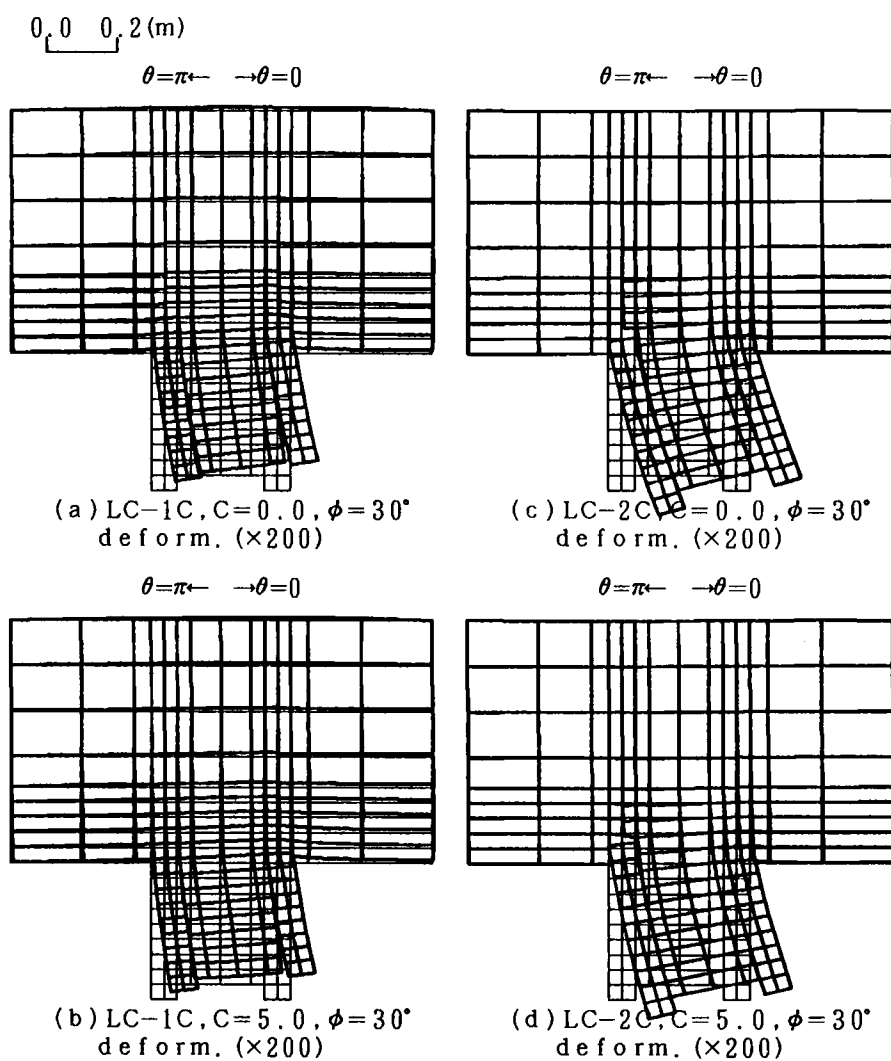


Fig.3-26 Deformation modes of pile head joint
and states of joint elements (PC pile, B-type)

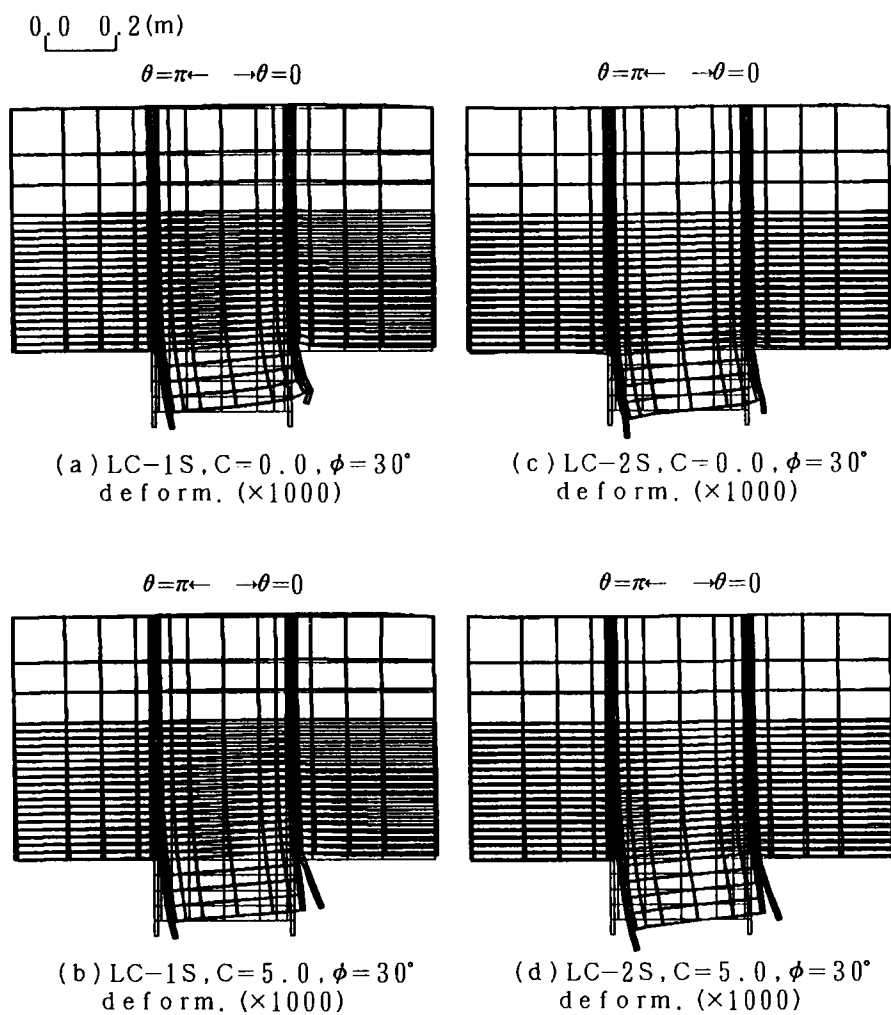


Fig.3-27 Deformation modes of pile head joint
(Steel pile, A-type, $\lambda=1.5D$, with rib)

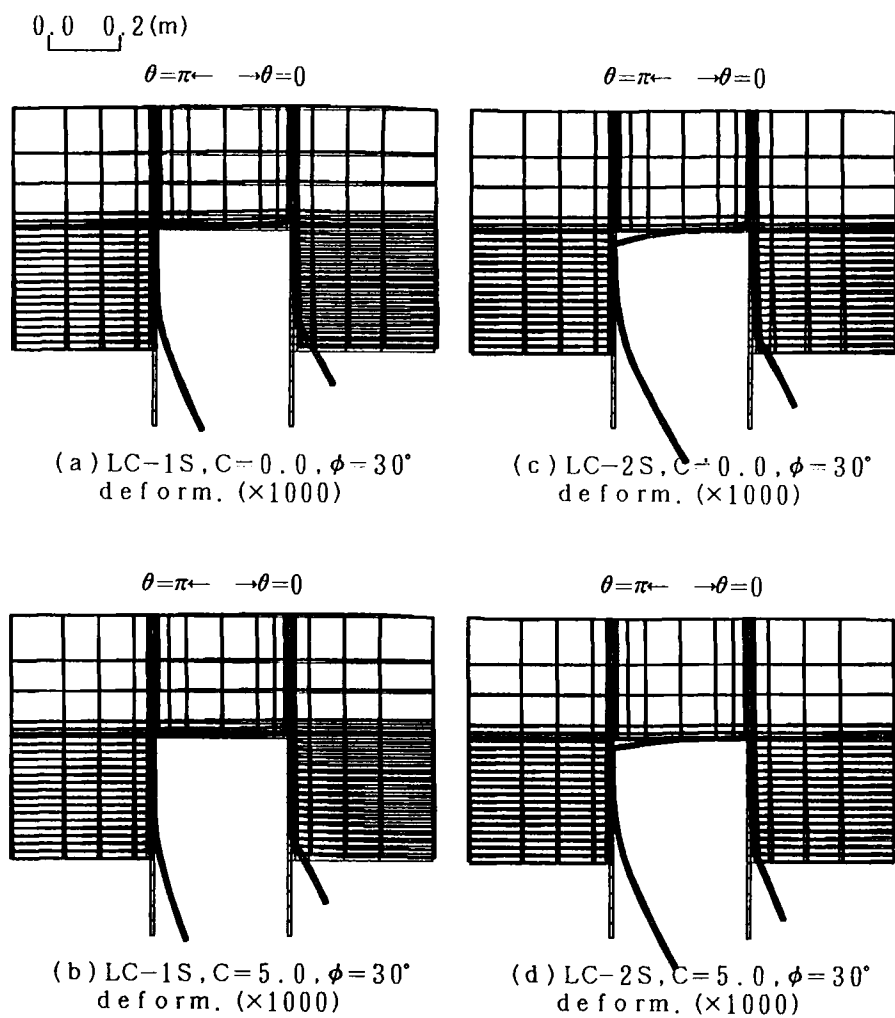


Fig.3-28 Deformation modes of pile head joint
(Steel pile, A-type, $\lambda=0$, without rib)

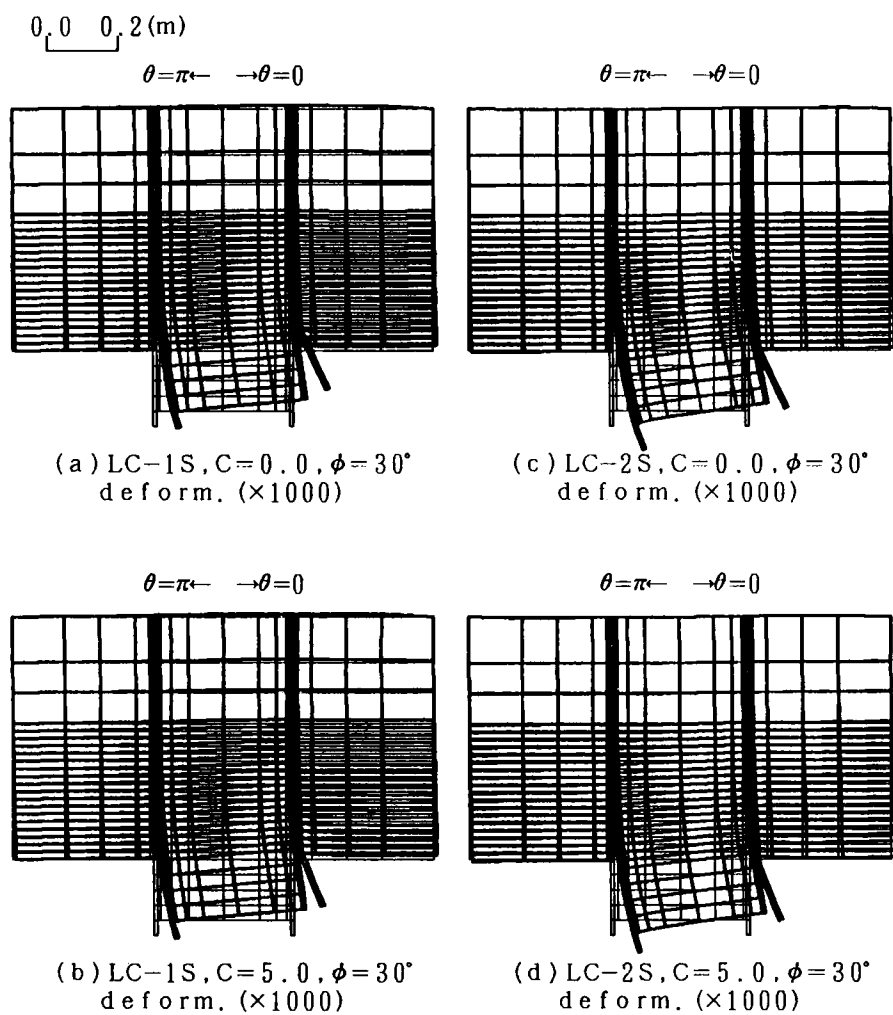


Fig.3-29 Deformation modes of pile head joint
(Steel pile, A-type, $\lambda=1.5D$, without rib)

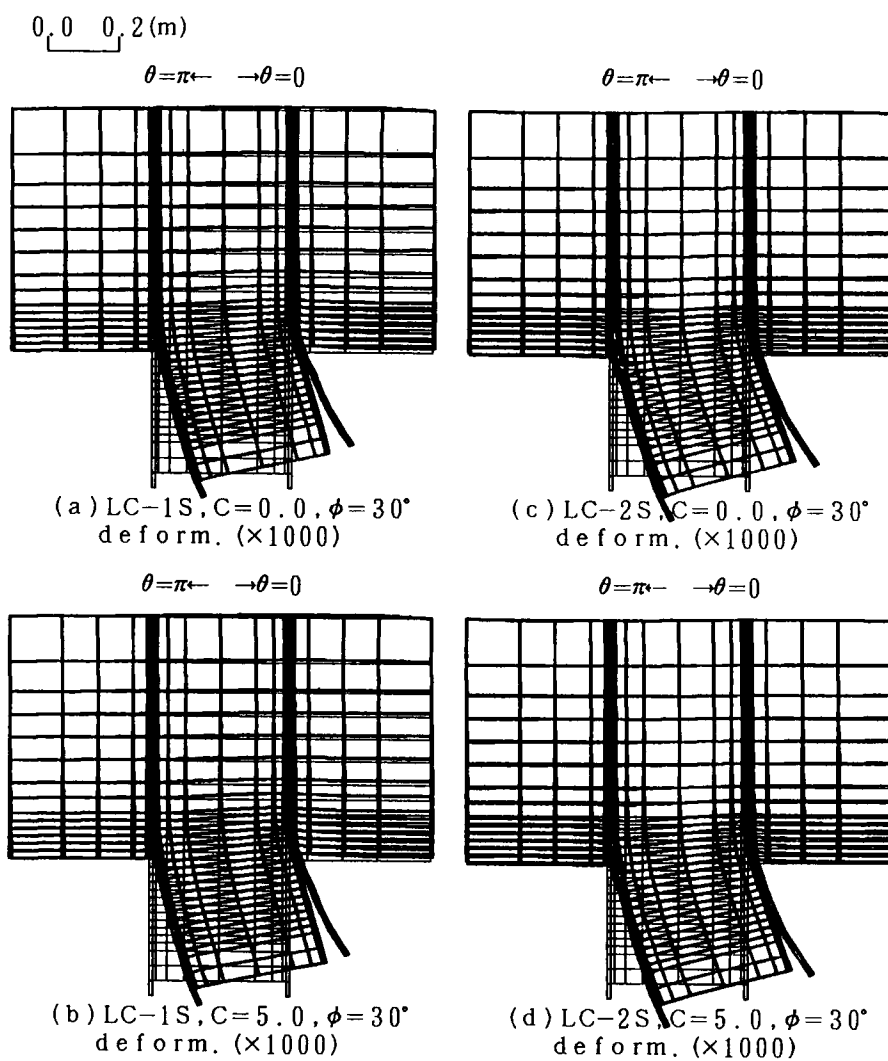


Fig.3-30 Deformation modes of pile head joint
(Steel pile, B-type, $\varnothing=1.5D$, with rib)

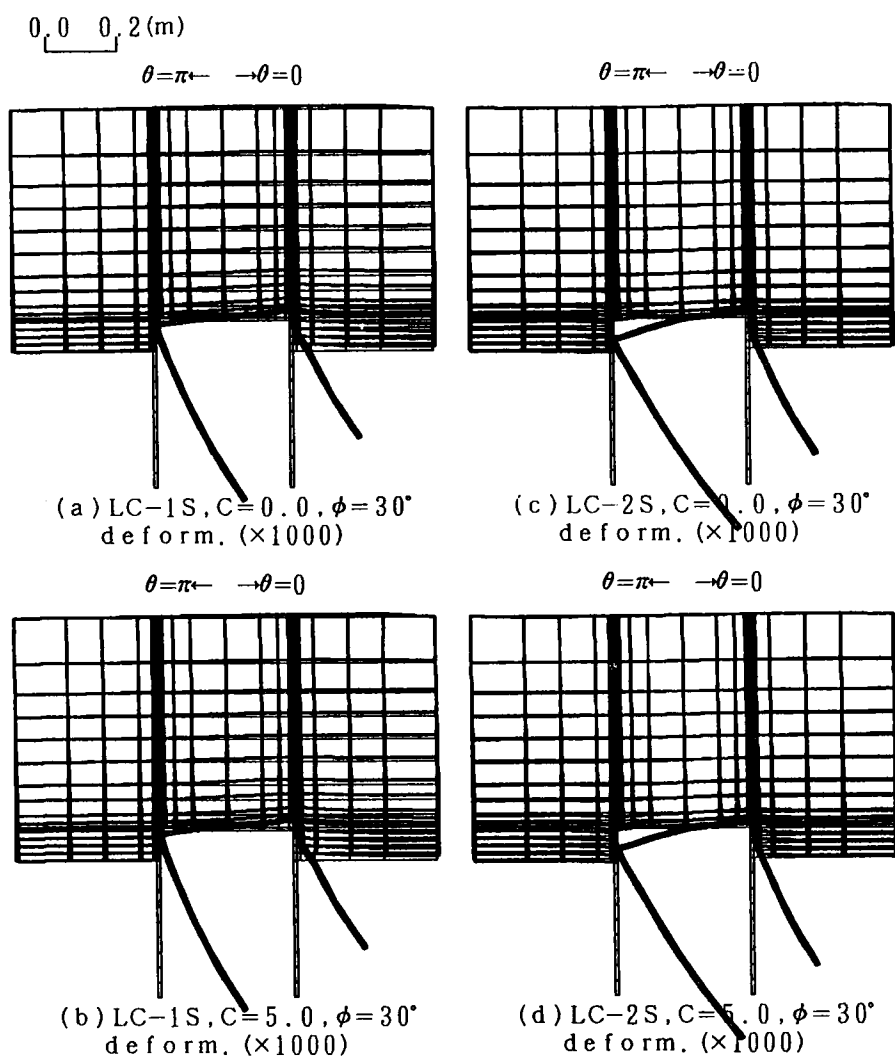


Fig.3-31 Deformation modes of pile head joint
(PC pile, B-type, $\varnothing=0$, without rib)

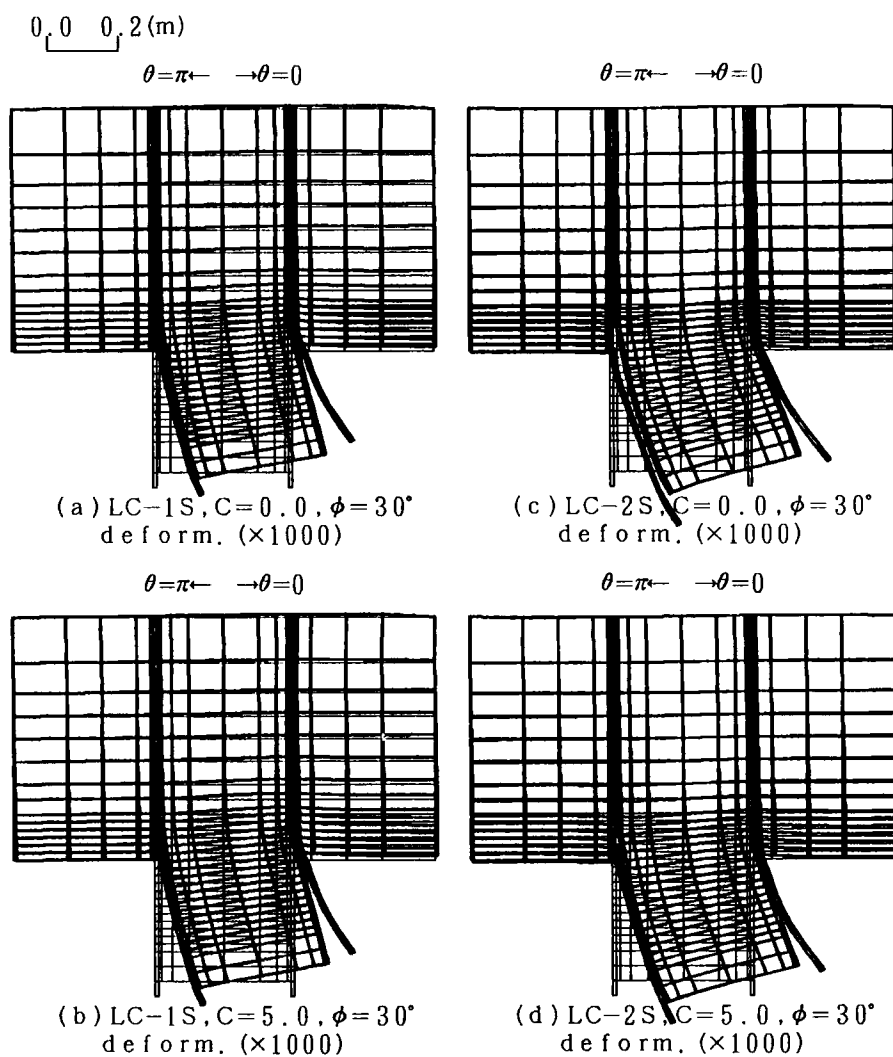


Fig.3-32 Deformation modes of pile head joint
(PC pile, B-type, $\varnothing=1.5D$, without rib)

ートの応力分布からみると、中詰めコンクリート深さは、杭周面の摩擦面積を増加させる意味を持つ。一方、Figs. 3-13, 3-14, 3-15 の応力分布図に対応する変位図を見てみると (Figs. 3-23, 3-24, 3-25)、中詰めコンクリート深さが増すに連れて、杭の変位が小さくなることが読み取れる。これらの結果を見ると、中詰めコンクリートは、杭頭頂面への応力集中を緩和する効果もさることながら、むしろ杭の変形抑制の効果が大きいと言えよう。

鋼管杭について見てみると、道路橋示方書の規定による場合、中詰めコンクリートが無いために杭周面の摩擦面積が少なくなり、杭頭頂部の支圧応力が大きな値となっている (Fig. 3-18)。中詰めコンクリートがある場合 (Fig. 3-19) には、この杭頭頂部の支圧応力はより小さくなり、ずれ止めが設けられた場合 (Fig. 3-17) にはほぼ線形解と等しい値となっている。このことから、杭頭頂部での応力集中の緩和に対するずれ止めの有効性が示されている。逆に言えば、ずれ止めの機能は杭頭頂部での応力集中の緩和であるということになる。

各図を比較すれば、PC杭では、中詰めコンクリート深さが杭径分、すなわち、フーチング下面に一致する深さ以上になるとその効果はほとんど変わらず、中詰めコンクリート深さがフーチング下面までで充分であることを示している。鋼管杭に関しては、中詰めコンクリート深さのヴァリエーションが少ないため、中詰めコンクリート深さがフーチング下面までもモデルは計算していないものの、中詰めコンクリート深さが1.5Dの場合の応力分布傾向がPC杭の場合と同じであり、ここでもPC杭に対する場合と同様に中詰めコンクリート深さはフーチング下面までで充分であろうと推測できる。

3-3-2 軸力

PC杭の結合方法Aについて見てみると、軸力の有る場合 (Fig. 3-13(a)) と無い場合 (Fig. 3-13-(c)) を比較した場合最も違いが目につくのは破線で示した線形解 (ジョイント要素を用いない場合の解) での σ_r の分布である。軸力が作用すると、 σ_r の分布は圧縮側へシフトして行く。このことは、ある程度大きな軸力が常時作用していれば σ_r は常に圧縮応力となり、剝離の発生を抑えることができることを示している。しかし、軸力の作用方向は、杭軸方向に一致することから、剝離に関しては抑制因子となるものの、滑動に関しては促進因子となり、付着を維持するために軸力を考慮することには限界がある。このことは、(i)～(j) 図に示した、ジョイント要素の剝離、滑動の発生状態を見るとよく理解できる。実線で示されている剝離、滑動が発生した場合には、杭周面摩擦の大きな場合には、軸力が σ_r の分布、特にフーチング下面近傍で影響する。すなわち、黒正らの実験で指摘されているフーチングの巻き込み現象が助長されることになる。変位に関しては、Fig. 3-23(a), (c) に示すように、軸力が作用することで、杭の膨らみや、フーチングの変形が生じ、杭とフーチングの接触面が増すことで、杭の変形が抑制される傾向にある (杭先端の変位に着目)。このことが、過去の実験で報

告されているところの、軸力の作用下では杭頭固定度が増加するという現象をもたらしているものと解釈できる。

PC杭の結合方法Bでは、Fig. 3-16に示すように、軸力が作用しない場合には、杭頭頂部の鉄筋の周囲での剝離、滑動が顕著であり、杭のフーチングからの抜け出しやフーチングの破壊が懸念される。結合方法Bの結合では、フーチング定着鉄筋が設けられるが、これの滑り出しや破断と同時に、杭の破壊が生じることが実験で報告されており、定着鉄筋に依存した設計の場合には（すなわち、結合方法B結合方法では）、軸力の存在が杭頭結合部の耐力に大きな影響を持つことになると言える。

鋼管杭の結合方法Aを見てみると、中詰めコンクリートの無い場合には、軸力の作用下でフーチング下面での杭の折れ曲がりが見られ、座屈等をもたらすことになる（Fig. 3-23）。中詰めコンクリートがある場合（Figs. 3-22, 3-24）には、中詰めコンクリートが杭の水平変位を抑制するのに加えて、軸力の作用下では杭の引き抜きも抑えられる。結合方法Bの場合も同様であるが、PC杭でも指摘したように、軸力が定着鉄筋への負担を軽減し、変形の抑制因子となっている。結合方法A、結合方法Bいずれにおいても、鋼管杭の場合には、フーチング下面位置での杭の折れ曲がりが見られ、この部分での座屈等に対する耐力評価が安全性評価に大きく影響しそうだ。

3-3-3 杭周面摩擦

杭周面摩擦の条件は、ジョイント要素の物性値である粘着力 C [MPa]、内部摩擦角 ϕ [deg.]の2つのパラメータでモデル化している。計算では、内部摩擦角 ϕ を30 [deg.]に固定し、粘着力 C を0 [MPa]、5 [MPa]の2通りに設定した。見方によっては、粘着力 C を杭とフーチングとの間の付着力と見なすこともできようが、ここで用いているジョイント要素では、すでに述べたように、せん断に関してMohr-Coulomb型の降伏条件を設定しており、物理現象として付着が切れた後にも、粘着力 C の寄与が現れることから、初期には付着力と同じであるが、一旦剝離が生じた後に、再度フーチングと杭が接触した場合には、粘着力として摩擦に寄与すると考えられる。より実際に近いモデル化としては、ダイレイタンス挙動を考慮することも考えられるが、パラメーターの値の設定が困難であろうと考え、ここでは、単純なモデルを用いている。

解析結果を見ると、いずれの応力分布図においても、杭周面摩擦の影響が顕著に現れているのは杭頭頂部の支圧応力とフーチング下面での支圧応力である。すなわち、各図とも、杭周面摩擦が大きい場合（(b), (d)図）には、杭軸方向の力が杭周面の摩擦で支持される割合が大きくなり、杭頭頂部の支圧応力の値が、杭周面摩擦が小さな場合（(a), (c)図）より小さくなっている。フーチング下面の水平支圧応力でも、杭周面摩擦が大きな場合には、フーチングの巻き込みが生じるために応力集中が緩和されている。

結局、杭頭結合部の応力伝達に対する影響は、杭周面摩擦によるものが支配的で、軸力や中詰めコンクリートは杭周面摩擦の効果を助長させる役割を果たしていると言える。

また、鋼管杭のモデルで、ずれ止めを設けたモデルとずれ止めの無いモデルでの結果を見ると(Figs. 3-17, 3-19)、ずれ止めという物理的な摩擦機構が設けられている場合には、ジョイントの摩擦条件はほとんど効かず、応力分布は線形解（付着が保たれている場合に相当）とほとんど同じである。しかし、ずれ止めの無いモデルではフーチング下面の水平支圧応力の値と杭頭頂部の支圧応力に摩擦条件の違いの影響がPC杭の場合と同様に見られる。鋼管杭の結合方法Bで中詰めコンクリートの無いモデル(Fig. 3-21)では摩擦面積が小さいので、杭周面の摩擦条件の違いは、応力分布にほとんど影響していないように見える。

3-3-4 その他

ここで検討した3つのパラメータ個々に関する検討とは別に、解析結果から指摘できることをまとめると以下のようなものである。

フーチング下面の水平支圧応力値が最も大きな応力値となることは既に述べたが、その値は、現行の安全性評価式による値を上回る場合があった。すなわち、Figs. 3-13(c), 3-15(c), 3-16(c), 3-17, 3-18, 3-19等であるが、PC杭のモデルよりも鋼管杭のモデルで、この傾向が顕著であった。鋼管杭では、PC杭に比較して、フーチング下面での杭の折れ曲がり顕著であることがこの原因であると考えられる。また、結合方法Bのモデルでは、例外なく解析値が現行の安全性評価式の値を大きく上回っていることが注目される。このことは、結合方法Bでの水平方向支圧応力に関する安全性評価を再検討する必要性を示していると言える。

また、応力図には示さなかったが、現行設計では、杭頭頂部の支圧応力は、杭の純支圧面積で軸方向力を除した値で安全性評価を行うと規定しているが、杭周面での摩擦の寄与はかなり大きく、全ての図で大きくオーバー・スケールとなった。ここでの解析結果を見る限り、現行設計は安全側には違いないが、過剰設計に近い印象を与える。

3-4 結論

有限要素解析を通じて、杭頭結合部の応力伝達機構の解明を試みた。解析により得られた知見をまとめると以下のように列挙できる。

- ①解析結果は、既存の実験結果と傾向が一致し、ここで採用した半解析的手法の妥当性が確認できた。
- ②杭頭結合部の応力伝達機構への影響因子としては、杭周面摩擦の寄与が最も大きく、中詰めコンクリートおよび軸力はその効果を助長する因子であると言え

る。

- ③中詰めコンクリートは、杭の変形に関する抑制効果が大いだが、中詰め深さとしては、結合方法Aで杭径程度、すなわち、フーチング下面までで充分と言える。また、結合方法Bに関しては、現行設計の通りに、杭径程度で充分であると言える。
- ④経年変化により、杭とフーチングの間の付着が断たれることが予想されるので、剝離発生後の応力分布に着目すれば、水平方向フーチングコンクリート支圧応力は、圧縮側（ $\theta = 0$ 子午面）のフーチング下面近傍に集中する。剝離、滑動の発生の結果、引っ張り側杭頭頂部と圧縮側フーチング下面近傍でテコ支持されるが、最大応力はフーチング下面に生ずる。応力を指標にして安全性を評価する場合には、このフーチング下面での水平支圧応力度を用いるべきである。
- ⑤杭周囲の摩擦が小さな場合には、杭頭頂部の支圧応力が大きくなることから、鋼管杭に設けられているずれ止めは有効であるが、極端に大きな軸力が作用する場合を除いては、フーチング下面での応力の方が大きい。また、実験報告によれば、軸力が小さく、しかも鋼管杭を用いた場合、杭頭部にフーチングへの定着鉄筋を設けることは、杭の抜け出しを抑えることになるが、定着鉄筋の滑りと同時に杭が降伏する傾向がみられ¹³⁾、急激な支持機構の変化により、杭が降伏に至ると考えられる。従って、地震などにより、剝離が生じ支持機構が急激に変化することを考えれば、定着鉄筋に依存せずに、杭の埋め込み深さを充分にとり、かつ杭周囲の摩擦を増すことが有効と考えられ、この意味で杭基礎設計便覧の鋼管杭に関する方法は合理的なものと言える。
- ⑥杭頭結合部の最終体力の評価を行うような場合には、フーチング下面近傍の破壊により、支持機構が変化して行き、杭埋め込み部全体での破壊を考えることになり、軸力、水平力そしてモーメントの複合的な効果を考慮する必要があるだろう。しかし、杭頭結合部の構造上からの重要性と、万一損傷や破壊が生じた場合にその修復が難しいことを考え合わせると、検討すべき限界状態としては使用限界を考えるのが妥当と考えられる。この観点に立てば、杭頭結合部の安全性の評価方法としては、最大支圧応力の生じるフーチング下面近傍に着目する方法が妥当と考えられる。
- ⑦鋼管杭は、フーチングに比較して剛性が大いだが、肉厚が薄いため、フーチング下面付近で折れ曲がりが生じ易い（変位図参照）。また、一般的な強度のフーチングと中詰めコンクリートの打設の組合せにより破壊形式が杭の座屈となる場合の多いことが報告されているので、杭の局部座屈の考慮が検討項目として挙げられる。
- ⑧PC杭などのコンクリート系杭では、フーチングと剛性の値が近く、また肉厚も鋼管杭に比較してかなり大きいので、座屈を考慮する必要はないが、フーチング下面近傍での応力集中を検討すべきであろう。なぜならば、フーチング下面近傍では杭体の設計で考慮している応力状態ではなく、フーチングからの反力などのいわゆる端部効果が生じているからである。

参考文献

- 1) 駒田敬一、岡山義人：くい頭部とフーチングの結合に関する実験、道路、pp. 37～41、1975.
- 2) 黒正清治ほか：杭と基礎の結合部に関する実験研究（その3）、建築学会大会学術講演梗概集、pp. 2327～2328、1975.
- 3) 黒正清治ほか：軸力と水平力を受ける杭とフーチングの結合部における応力伝達に関する研究、日本建築学会構造系論文報告集、No. 364, pp. 111～120, 1986.
- 4) 近田康夫、小堀為雄：杭頭接合部のFEMを用いた応力解析、土木学会中部支部研究発表会、1983. 2.
- 5) 小堀為雄、近田康夫：杭基礎の杭頭結合部における応力分布について、土木学会論文集、No. 356(I-3)、pp. 295～301、1985.
- 6) 近田康夫、小堀為雄：杭頭結合部における応力伝達機構と安全性照査に関する一考察、土木学会第41回年次学術講演会講演概要集、1986. 11.
- 7) 小堀為雄、近田康夫：剝離、滑動を考慮した杭頭結合部の応力伝達について、土木学会論文集、No. 374(I-6)、pp. 583～592、1986.
- 8) 近田康夫、小堀為雄：有限要素法による杭頭結合部の応力解析（中詰めコンクリートの影響について）、土木学会中部支部研究発表会、1984. 3.
- 9) 近田康夫、田中敬一、小堀為雄：杭頭結合部の応力伝達に関する研究（中詰めコンクリートの効果について）、土木学会第43回年次学術講演会概要集、I-251(pp. 556～557)、1988.
- 10) 近田康夫、小堀為雄：杭頭結合部の応力伝達について、土木学会中部支部研究発表会、1987. 3.
- 11) 田中恵一、近田康夫、小堀為雄：杭頭結合部の応力伝達に関する一考察、土木学会中部支部研究発表会、1988. 3.
- 12) 近田康夫、小堀為雄：杭頭結合部の応力伝達機構に関する研究（中詰めコンクリートの効果について）、土木学会第43回年次学術講演会講演概要集、I-251, 1988. 10.
- 13) 建設省土木研究所、構造橋梁部基礎研究室：杭頭結合条件を考慮した橋梁杭基礎の設計方法に関する研究、土木研究所資料 No. 1874、1982.

第4章 杭頭結合部の安全性評価方法に関する研究

4-1 概説

現行の杭頭結合部の安全性照査は、第1章でも示したように、主としてフーチングコンクリートの応力を指標としている^{1), 2)}。しかし、この場合、杭頭結合部での応力伝達機構、言い換えれば支持機構を正確に把握していることが必要である。現行の安全性照査方法では、水平方向支圧応力に関する安全性の照査において、2次元的な応力伝達機構（杭は角柱としてモデル化され、応力は奥行き方向に等分布する：文献1）および Fig. 4-1(a) 参照）を仮定しており、実際の応力状態を正確に把握しているとは言い難いと考えられる。さきに示した、有限要素解析結果や、既存の実験結果からもこのことは確認できる。すなわち、水平方向支圧応力は円周方向には余弦分布し、杭奥行き方向に一様分布してはいない。しかしながら、いたずらに応力伝達機構を詳細にモデル化しても、煩雑さをもたらすだけであり、どの辺りで妥協するかという工学的判断が必要となる。

本章では、さきに示した有限要素解析結果に基づいて、結合方法Aにおける水平方向支圧応力に関する安全性照査方法に対する若干の改良を提案する。具体的には、支圧応力分布として、現行の応力照査モデルを杭周回りに余弦分布させたモデルを提案する。さらに、杭周面での摩擦および、有効支圧域を考慮することにより、より合理的な応力照査方法を提案し、計算例から現行設計の安全性について考察する。

また、現行の杭頭結合部の安全性照査が、主としてフーチングコンクリートの応力に着目しており、杭頭結合部のもう一つの構成要素である杭に関しては、杭体の設計として別扱いとなっていることから、杭の応力にも着目した安全性評価方法を考える。

4-2 フーチングコンクリートの応力を指標とした安全性評価方法に関する考察^{3), 4)}

杭頭結合部で最も大きな支圧応力を受けるのは、水平力の作用方向のフーチング下面近傍であることが前章の有限要素解析結果より判った。また、この水平方向支圧応力の分布は円周方向に三角関数で近似表現できることも判った。この応力分布は、橋梁の支承部におけるロッカー・ピンによる支圧応力の考え方⁵⁾と関連付けて考えられる。すなわち、Fig. 4-1(b)のように、水平支圧応力が円周

方向に余弦 (cosine) 分布すると仮定することができよう。このような応力分布の仮定は、Fig. 4-1(a) に示す現行示方書あるいは杭基礎設計便覧における、杭を角柱として力のつりあいを考えたものよりも、より実際に近いことは明かであろう。

ここでは、Fig. 4-1(b) に示す水平支圧応力分布の仮定を用いた場合の安全性照査方法を考えることにする。

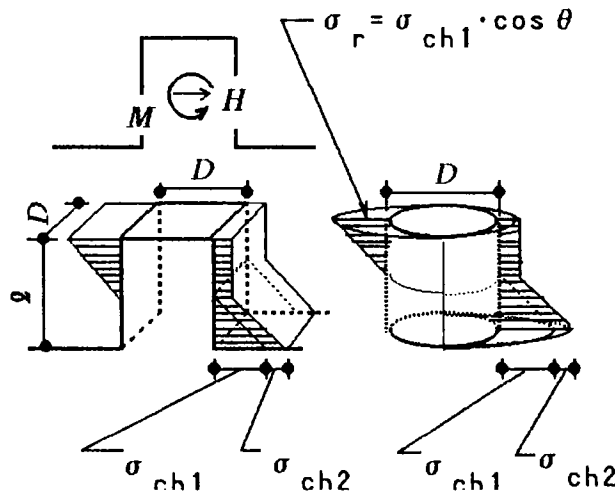
杭頭の回転中心を、埋め込み長さの 2 分の 1 として、以下のような計算過程により、水平方向の最大支圧応力を求めることができる。

水平力 H およびモーメント M に関して、それぞれ以下のようなつりあい式を考える。

$$H = 2 \int_0^l \int_0^{\pi/2} \sigma_H \cdot (\cos \theta)^2 \cdot (D/2) \cdot dz \cdot d\theta = \pi \cdot D \cdot l \cdot \sigma_H / 4 \quad (4-1)$$

および、

$$\begin{aligned} M &= 4 \int_0^{l/2} \int_0^{\pi/2} \{ \sigma_M / (l/2) \} \cdot (\cos \theta)^2 \cdot (D/2) \cdot z^2 \cdot dz \cdot d\theta \\ &= \pi \cdot D \cdot l^2 \cdot \sigma_M / 24 \end{aligned} \quad (4-2)$$



(a) Stress distribution (b) Stress distribution hypothesis in ref. (1) hypothesis presented

Fig.4-1 Stress distribution hypothesis at pile head joint for safety check²⁾

ただし、式中の諸変数はそれぞれ、H：杭頭に作用する水平力、M：杭頭に作用するモーメント、D：杭径、 ℓ ：杭のフーチングへの埋め込み長さ、 σ_H ：Hによる最大水平方向支圧応力、 σ_M ：Mによる最大水平方向支圧応力である。

以上より、 σ_H および σ_M を求めれば、水平方向の最大支圧応力 σ_{ch} は、

$$\sigma_{ch} = \sigma_H + \sigma_M = (4/\pi) \{H/(D \cdot \ell) + 6M/(D \cdot \ell^2)\} \quad (4-3)$$

Eq. (4-3)の右辺は、現行示方書および杭基礎設計便覧における値 $H/(D \cdot \ell) + 6M/(D \cdot \ell^2)$ の $4/\pi=1.27$ 倍となっている。

また、支圧応力 σ_r （圧縮）が作用すれば、当然摩擦力が働くことになるので、これを考慮してみると、円周方向、杭軸方向の杭とフーチングの間の摩擦係数をそれぞれ μ_r 、 μ_z として、円周方向の摩擦力 τ_r 、杭軸方向の摩擦力 τ_z はそれぞれ、

$$\tau_r = -\mu_r \cdot \sigma_r \cdot \sin \theta \quad (4-4a)$$

$$\tau_z = \mu_z \cdot \sigma_r \quad (4-4b)$$

杭頭埋め込み部の中心に関するこれらの摩擦力のモーメントは、対称性から水平力Hの寄与が相殺されるので、Eq. (4-4)中の σ_r は、

$$\sigma_r = \{\sigma_M/(\ell/2)\} \cdot \cos \theta \cdot z \quad (0 \leq z \leq \ell/2) \quad (4-5)$$

となり、 τ_r および τ_z によるモーメントへの寄与はそれぞれ、

$$M_{\tau_r} = 4 \int_0^{\ell/2} \int_0^{\pi/2} -\tau_r \cdot (D/2) \cdot z \cdot dz \cdot d\theta = \mu_r \cdot D \cdot \ell^2 \cdot \sigma_M/6 \quad (4-6)$$

および、

$$M_{\tau_z} = 4 \int_0^{\ell/2} \int_0^{\pi/2} \tau_z \cdot (D/2)^2 \cdot \cos \theta \cdot dz \cdot d\theta = \mu_z \cdot \pi \cdot D^2 \cdot \ell \cdot \sigma_M/16 \quad (4-7)$$

となる。Eq. (4-2)の右辺、に摩擦力の寄与であるEqs. (4-6), (4-7)を加えることより、モーメントのつりあいは、

$$M = \pi \cdot D \cdot \ell^2 \cdot \sigma_M/24 + M_{\tau_r} + M_{\tau_z} \quad (4-8)$$

これを σ_M について解いて、整理すれば、

$$\sigma_M = \frac{8}{2\pi + 4\mu_r + 3\pi \cdot \mu_z \cdot (D/\ell)} \cdot \frac{6M}{D \cdot \ell^2} = \sigma_{ch2} \quad (4-9)$$

上式で、 $\mu_r = \mu_z = 0$ とおけば、Eq. (4-2)を σ_M について解いた式に一致する。

同様にして、水平力Hによる摩擦を考慮した水平支圧応力成分は、

$$\tau_H = 2 \int_0^l \int_0^{\pi/2} -\mu_r \cdot \sigma_H \cdot \cos \theta \cdot (D/2) \cdot d\theta \cdot \sin \theta \cdot dz = \mu_z \cdot D \cdot l \cdot \sigma_H / 2 \quad (4-10)$$

したがって、

$$H = \pi \cdot D \cdot l \cdot \sigma_H / 4 + \tau_H \quad (4-11)$$

より、

$$\sigma_H = \frac{4}{\pi + 2\mu_r} \cdot \frac{H}{D \cdot l} = \sigma_{ch1} \quad (4-12)$$

したがって、杭周面における摩擦を考慮した水平方向のフーチング・コンクリートの支圧応力 σ_{ch} は、Eq. (4-9) と Eq. (4-12) の和で与えられることになる。

以上の議論では、支圧応力が有効に働く領域を $\pm \pi/2$ としたが、実際には、コンクリートの乾燥収縮による杭とフーチング間の剝離の発生や、発生以後の経年変化などにより、有効支圧域が減少することが考えらるるので、その有効支圧域を $\pm \alpha$ として、同様の計算をした結果、次式が得られる。

$$\begin{aligned} \sigma_{ch} &= \sigma_H + \sigma_M \\ &= \frac{6M}{Dl^2} \cdot \frac{8}{2(2\alpha + \sin 2\alpha) + 2\mu_r(1 - \cos 2\alpha) + 3\mu_z(D/l)(2\alpha + \sin 2\alpha)} \\ &\quad + \frac{H}{Dl} \cdot \frac{4}{2\alpha + \sin 2\alpha + \mu_r(1 - \cos \alpha)} \end{aligned} \quad (4-13)$$

このEq. (4-13) に基づいて有効支圧域 α 、杭周面摩擦係数 μ_r および μ_z と最大水平方向支圧応力 σ_{ch} との関係を示すと、Fig. 4-2 が得られる。Fig. 4-2 は、杭周面摩擦係数 μ_r 、 μ_z の値に対応する σ_{ch} の値を有効支圧域を表す角 α をパラメータにとって示している。なお、縦軸は Fig. 4-1(b) に基づいた値 σ_{ch}^* と、Fig. 4-1(a) に基づいた示方書の計算式 (Eq. (4-3) の右辺の係数の $4/\pi$ を 1 としたもの) の値 σ_{ch} との比で示してある。この図より、水平支圧応力の最大値は、杭周面の摩擦の効果によって大きく減少することがわかり、また、有効支圧域を与える半角 α が $\alpha \leq \pi/2$ の場合には、 α の減少にともなって最大水平支圧応力が急激に増加することも理解できる。フーチング・コンクリートの乾燥収縮などにより杭周面の摩擦状態は、杭基礎設計便覧における鋼管杭のずれ止めのように物理的な摩擦構造を設けない限り、経年的に劣化すると考えるのが妥当であり、鋼管杭のようにずれ止めを設けない PC 杭の場合、杭周面の摩擦の考慮よりも、境界面の接触条件の劣化による有効支圧域の減少の方がより重要な因子となるように思われ

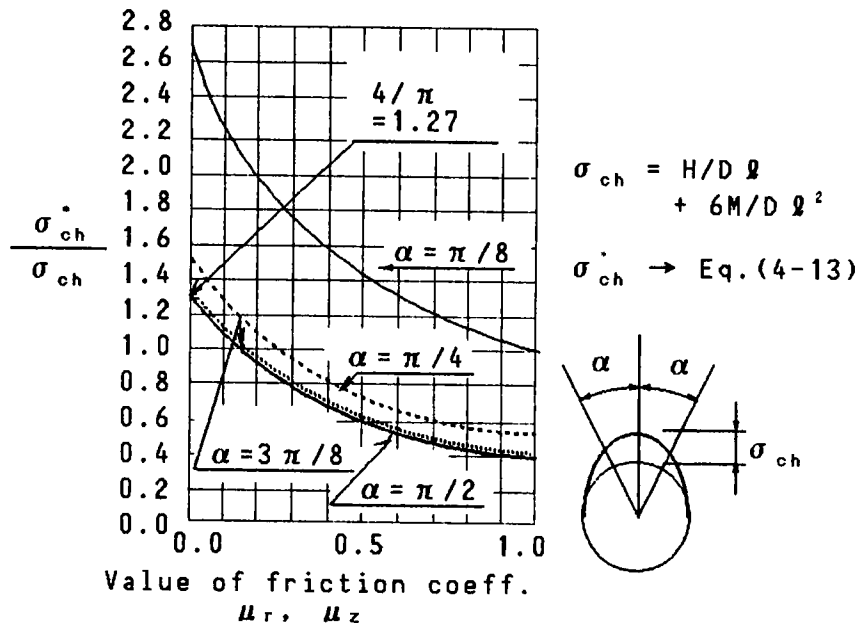


Fig.4-2 $\sigma_{ch}^*/\sigma_{ch}$ VS. μ_r, μ_z

る。

この他に、軸力が作用している場合、杭の半径方向への変形（膨らみ）によって水平方向の支圧応力やせん断力が生じることも考えられるが、杭体自身の剛体変形以外の変形はさほど大きくないと考えられるのでここでは考慮しないものとする。仮に、考慮しようとするれば、水平方向の支圧応力に対応した摩擦力と、その反力としての水平支圧応力を考えねばならず、結果的に極めて複雑なつりあいを考えねばならない。さらに、杭の内外周における支持機構も考慮することも可能であろうが、ここでは、円柱体として杭を考えることにした。

前章で述べたように、頭結合部の応力照査において、結果に直接的に影響する大きな水平支圧応力が生じるのは、フーチング下面近傍であることから、埋め込み上端部における仮定応力分布が実際とは傾向が異なるとはいえ、ここで提案した3次元的な応力分布式を用いることにより、より合理的な安全性評価が行えることになると言えよう。

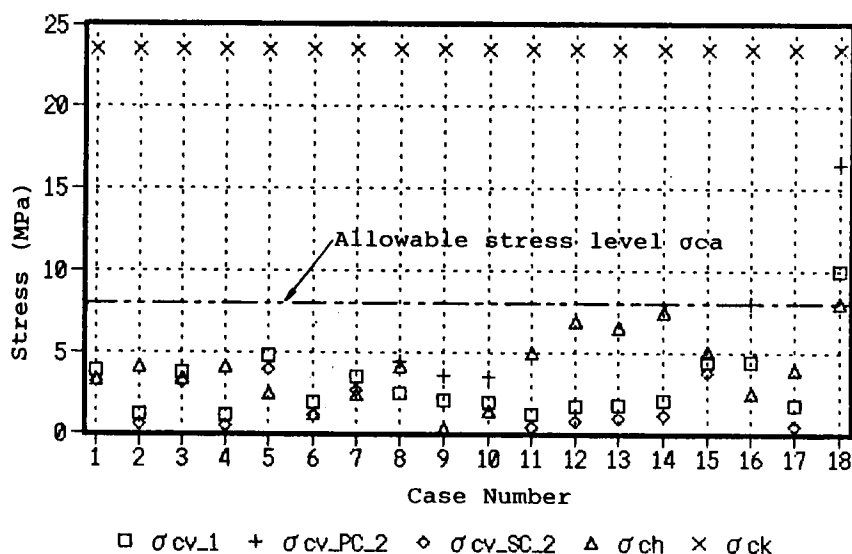
さて、Fig.4-2 から現行の安全性評価式の値とここで提案したEq.(4-13) との関係は明かとなったが、さらに、具体的な安全性評価の結果がどのようなものかを検討してみる。そこで、幾つかの既存実設計例の中の杭頭結合部の安全性評価による結果を示したのがFig.4-3 ある。この図では、横軸にケース番号、縦軸にそれぞれのケースにおける安全性評価値を示している。評価式はそれぞれ以下のものである。なお、記号などの詳細は第1章のTable 1-1 を参照されたい。

□: $\sigma_{cv} = 4V/(\pi D^2)$	for PC pile, Steel pile
+ : $\sigma_{cv} = V/\{\pi (D-t)t\}$	for PC pile
◇: $\sigma_{cv} = 4(V-S)/(\pi D^2)$	for Steel pile
△: $\sigma_{ch} = H/(D\ell) + 6M/(D\ell^2)$	for PC pile, Steel pile
×: $\sigma_{ck} = 23.52 \text{ (MPa)}$	フーチングコンクリート設計強度

ケース番号 1～14は実設計例からとったものであり、ケース番号15, 16は杭基礎設計便覧の設計例、ケース番号17, 18は本研究第3章での解析条件によるものである。解析ケースの諸量を図中に示す。なお、ここでは、実設計において結合方法Bで設計しているものも結合方法Aに換算している。図からは、一見して、どの指標による評価もかなり安全なものとなっていることが判る。一般に設計で用いられる安全率(3～3.5)を考慮しても許容応力度の60%以下の値となっているものがほとんどである。なお、Fig.4-3 中には設計許容値として $\sigma_{ca} = \sigma_{ck}/3$ を二点鎖線で示している。このように一見不経済とも言える杭頭結合部の設計応力値となっているのは、杭基礎全体としての設計において、他の規定、例えば杭基礎の変位に関する許容値が主要設計変数となり、杭頭部に配分される荷重値が比較的小さくなって結果的に杭頭結合部が常に過剰設計に近い状態となるといった状況が想像できる。

先の数値計算で示したように、フーチング下面の支圧応力度はFig.4-3 に示した評価式の値とほぼ等しい値をとることから、Fig.4-2 の結果を考慮しても、安全性評価値(計算応力値)は現行の1.6 倍がせいぜいであり、水平支圧応力度を指標とした安全性評価はかなり安全側の評価となることが判る。しかしながら、水平方向支圧応力に関してEq.(4-13) を用いることでより合理的な評価をすることが出来ることに違いはない。

一方、杭頭頂部の垂直支圧応力度 σ_{cv} に関しては、ケース番号18(本研究での数値計算条件: +記号で表示)での値が15MPa を越えているが、先の数値計算結果(例えばFig.3-13)では5MPa程度であったことを考えると、ずれ止めという物理的な摩擦機構を設けた場合にのみ杭周面摩擦の効果を考慮する現行設計は過剰設計に近い状態となっていると言って差し支えないように思われる。より合理的な設計のためには、ずれ止めの無い場合にも杭周面の摩擦を考慮するようになる必要があると考えられる。



PILECASE	U (MN)	H (MN)	M (MN·m)	D (m)	t (m)	L (m)	t' (m)	σ_{cv_1} (MPa)	σ_{cv_PC} (MPa)	σ_{cv_SC} (MPa)	σ_{cs} (MPa)	σ_{ch} (MPa)	σ_{ck} (MPa)
SC 1	1.954	0.223	0.253	0.8	0.009	0.8	0.009	3.89		3.25	5.49	3.31	23.52
SC 2	0.616	0.257	0.319	0.8	0.009	0.8	0.009	1.22		0.58	0.50	4.14	23.52
SC 3	1.899	0.226	0.258	0.8	0.009	0.8	0.009	3.78		3.14	5.28	3.38	23.52
SC 4	0.556	0.259	0.323	0.8	0.009	0.8	0.009	1.11		0.46	0.28	4.18	23.52
SC 5	2.417	0.165	0.194	0.8	0.012	0.8	0.012	4.81		3.95	4.98	2.53	23.52
SC 6	0.544	0.049	0.037	0.6	0.009	0.6	0.009	1.92		1.06	0.91	1.18	23.52
SC 7	1.000	0.188	0.069	0.6	0.009	0.6	0.009	3.54		2.68	3.18	2.43	23.52
PC 8	0.700	0.137	0.135	0.6	0.1	0.6		2.47	4.45			4.12	23.52
PC 9	0.315	0.034	0.002	0.45	0.075	0.45		1.98	3.57			0.30	23.52
PC 10	0.315	0.064	0.016	0.45	0.075	0.45		1.98	3.54			1.35	23.52
SC 11	0.349	0.072	0.171	0.6	0.012	0.6	0.009	1.23		0.37	-0.19	4.94	23.52
SC 12	0.465	0.104	0.237	0.6	0.012	0.6	0.009	1.64		0.78	0.25	6.87	23.52
SC 13	0.507	0.115	0.225	0.6	0.012	0.6	0.009	1.79		0.93	0.41	6.57	23.52
SC 14	0.564	0.130	0.255	0.6	0.012	0.6	0.009	1.99		1.13	0.62	7.44	23.52
SC 15	2.225	0.255	0.402	0.8	0.012	0.8	0.009	4.43		3.78	4.75	5.11	23.52
PC 16	1.254	0.108	0.078	0.6	0.1	0.6		4.44	7.99			2.48	23.52
SC 17	0.222	0.025	0.040	0.4	0.01	0.4	0.009	1.77		0.47	-0.18	3.93	23.52
PC 18	1.254	0.108	0.078	0.4	0.075	0.4		9.98	16.38			8.02	23.52

Fig.4-3 Safety margin in pile head joint design

4-3 要素の降伏ポテンシャルを指標とした安全性評価方法 に関する考察^{6), 7), 8)}

応力伝達機構と並んで、耐力評価あるいは安全性評価が杭頭結合部に関する重要関心事項であるが、既に述べたように、現行の設計においては、フーチングコンクリートの応力や、杭頭補強鉄筋に着目した安全性評価を行うように規定している。しかし、杭頭結合部では、杭に着目すると、杭体の設計において考慮されていない端部効果を含めて局所的な力を受けることから、杭頭結合部の安全性評価の照査項目として、杭の安全性評価、あるいは杭も含めた形での杭頭結合部全体としての安全性評価も必要と考えられる。杭頭結合部のような複雑な応力状態の下での安全性評価は、境界条件の複雑さを見ても解析的な方法では困難であろうと考えられ、数値解析手法が有効な手段となることは容易に推測できる。

そこで、先に示した有限要素解析の結果に基づき、要素毎の降伏が生じているかどうか、降伏していなければさらにどの程度荷重を増せば降伏するのか、を検討することによって、杭も含めた杭頭結合部の安全性評価を試みる。その結果として、杭頭結合部において杭が十分に安全な状態にあれば、現行のフーチングコンクリート応力のみに着目した安全性照査方法の妥当性が確認できることになる。以下にその手順を示す。

降伏条件としては、コンクリート材料および鋼材料に対してよく用いられるものを採用した^{9), 10)}。まず、PC杭や、フーチングなどのコンクリート材料は、Mohr-Coulombの降伏条件に従うものとし、鋼管杭、補強鉄筋などの鋼材は、Von-Misesの降伏条件に従うものとする。コンクリート材料に対する降伏条件の与え方はより厳密なものも提案されているが、ここでは弾塑性解析が目的ではなく、降伏の判定および降伏に至るまでの荷重の余裕を求めることが目的であるので、比較的簡単な形式をもつ降伏条件を設定した。

すなわち、コンクリート材料に対して

$$\sigma_1(1 + \sin \phi) - \sigma_3(1 - \sin \phi) = 2C \cos \phi \quad (4-14)$$

$$C = \sigma_c / 2\sqrt{m} \quad (4-15)$$

$$\phi = \sin^{-1} \{ (m-1) / (m+1) \} \quad (4-16)$$

$$m = \sigma_c / \sigma_t \quad (4-17)$$

ここに、 σ_1 :最大主応力、 σ_3 :最小主応力、 σ_c :コンクリートの圧縮強度、 σ_t :コンクリートの引っ張り強度 である。

このように、Mohr-Coulombの降伏条件は、2パラメーター・モデルであり、 m 、 C 、 σ_c 、 σ_t の内の2つの組合せで表現できる。

なお、引っ張り強度、圧縮強度には、限界値を条件として与える。すなわち、次式を付随条件として付加する。

$$\sigma_1 \leq \sigma_t \quad (4-18)$$

$$\sigma_3 \geq \sigma_c \quad (4-19)$$

一方、鋼材料に対しては、

$$\sqrt{3 \cdot J_2} = \sigma_y \quad (4-20)$$

ここに、 J_2 は第2偏差応力不変量、 σ_y :鋼材の降伏応力度である。

要素が降伏したかどうかを判定する手順は、各々の有限要素について、有限要素解析結果の応力値を用いて、コンクリート材料に対しては、

$$f_c = \sigma_1(1 + \sin \phi) - \sigma_3(1 - \sin \phi) \quad (4-21)$$

鋼材料に対しては、

$$f_s = \sqrt{3 \cdot J_2} \quad (4-22)$$

を計算し、

$$R = 2C \cos \phi / f_c - 1 \quad (f_c \geq 0) \quad (\text{コンクリート材料}) \quad (4-23a)$$

$$\text{or } R = \sigma_t / \sigma_1 - 1 \quad (\sigma_1 \geq 0) \quad (4-23b)$$

$$\text{or } R = \sigma_c / \sigma_3 - 1 \quad (\sigma_3 \leq 0) \quad (4-24c)$$

または、

$$R = \sigma_y / f_s - 1 \quad (\text{鋼材料}) \quad (4-25)$$

なる値 R をもって、その要素の降伏に至る余裕とする。

指標とする値 R は以下のような意味を持つ。 $R=0$ はその要素がちょうど降伏することを、 $R=1$ は荷重が100%増せば(すなわち2倍になれば)要素が降伏することを表す。 R は要素の降伏に至るポテンシャルと言うことが出来る。すなわち、負のポテンシャルを持てば、その要素は降伏していることを意味する。 R の取り得る値の範囲は、 $[-1 < R < \infty]$ である。

このような指標を用いることにより、水平支圧応力あるいは鉛直支圧応力といった一方向の応力値に着目するのではなく、3次元応力場での降伏までのポテンシャルを評価することができる。このような方法は、有限要素法による弾塑性解析において、初期降伏荷重を決定する場合^{10), 11)}、あるいは、次の荷重ステップで一つだけ要素を降伏させるための増分を決定する場合¹²⁾に見られる。特に、後者は“r-min法”として広く知られている。

解析に用いた諸条件、荷重条件をTables 4-1, 4-2に示す。ここで採用した安全性評価手法では、一つの荷重条件の下で計算した後要素の降伏ポテンシャルを計算するが、この場合応答の線形性を仮定しているため、ジョイント要素の物性値のうち、粘着力 C_j は0としている。従って、杭周面での摩擦が極端に小さな

Table 4-1 Mechanical properties of pile, footing and joint element

	Footing	Pile ⁺	Joint
E_c (MPa)	2.94×10^4	4.41×10^4	—
ν_c (—)	0.17	0.20	—
E_p (MPa)	—	2.06×10^5	—
ν_p (—)	—	0.30	—
C (MPa)	6.07×10^0	7.75×10^0	—
ϕ (°)	5.11×10^1	5.49×10^1	—
σ_y (MPa)	—	2.35×10^2	—
k_s (MPa/m)	—	—	7.5×10^5
k_η (MPa/m)	—	—	1.5×10^6
k_θ (MPa/m)	—	—	7.5×10^5
C_j (MPa)	—	—	0.0
ϕ_j (°)	—	—	30.0

+ E_c, ν_c : PC pile, E_p, ν_p : Steel pile+ C, ϕ : PC pile, σ_y : Steel pile

Table 4-2 Loading conditions

Loading case	H (MN)	V (MN)	M (MN·m)
LC-1C	1.10×10^{-1}	0.0	8.00×10^{-2}
LC-2C	1.10×10^{-1}	6.30×10^{-1}	8.00×10^{-2}
LC-3C	1.10×10^{-1}	$1.25 \times 10^{+0}$	8.00×10^{-2}
LC-4C	1.10×10^{-1}	$1.25 \times 10^{+0}$	4.00×10^{-2}
LC-5C	1.10×10^{-1}	$1.25 \times 10^{+0}$	0.0
LC-1S	2.50×10^{-2}	0.00	4.00×10^{-2}
LC-2S	2.50×10^{-2}	1.34×10^{-1}	4.00×10^{-2}
LC-3S	2.50×10^{-2}	2.27×10^{-1}	4.00×10^{-2}
LC-4S	2.50×10^{-2}	2.27×10^{-1}	2.00×10^{-2}
LC-5S	2.50×10^{-2}	2.27×10^{-1}	0.0

LC-1C, -2C: for PC pile, LC-1S, -2S: for Steel pile

場合を想定していることに留意して結果を見る必要がある。C_jに0以外の数値を与える場合には、剝離、滑動の発生状態が荷重の大きさによって異なるため、ここでの手法のように簡単な安全性比較は困難となり、荷重増分法などによる厳密な解析が必要となる。また、PC杭の剛性としてはより実際に近くなるように第3章のモデルよりも大きめの値を与えている。荷重条件としては、モーメントと水平力のみが作用する状態から軸力のみが作用する状態まで5段階設定した。これにより、荷重状態の変化、すなわち軸力、水平力およびモーメントの構成比率の違いによる応答の相違を見ることが出来る。

計算結果の一部を Figs.4-4~4-10 に、また、対応する変位図を Figs.4-11~4-17 示す。各図は、現行の杭頭結合部設計仕様である杭基礎設計便覧の規定に準じたモデルであり、Figs.4-4~4-7 がそれぞれ、PC杭の結合方法A（中詰めコンクリート深さ $\varnothing=1.5D$ および $\varnothing=D$ ）、結合方法Bに、Figs.4-8~4-10 が鋼管杭の結合方法A、結合方法B（それぞれ中詰めコンクリート有り、および無し）に対応する。図では、各要素のガウス積分点（一子午面当り4点）毎にRの値を評価し、その最小値を、 $\theta=0$ および $\theta=\pi$ 子午面に関して表示している。軸力が作用していない場合には、回転軸中心近傍に降伏要素が比較的多くみられるが、これは、回転軸近傍では解析精度が低くなり易いことに起因して、引っ張り応力が相対的に大きいことによると思われる。また、杭とフーチング境界面での応力解放の結果、解放しきれずに残った引っ張り応力に起因して比較的低いRの値をとる要素も見られる（例えば、 $\theta=\pi$ 子午面の中詰めコンクリート）。さらに、PC杭の解析で、杭に引っ張り力がかかる場合には、PC鋼材がこれを負担するため、ここでのようにコンクリートの特性だけを用いて安全性評価を行うことには無理がある。従って、ここでは、応力集中の生じ易いフーチング下面近傍と杭頭頂部に着目して考察を行うことにする。

まず、PC杭に関する解析結果(Figs.4-4~4-7)を見ると、図より明らかに、大きな支圧応力の生じるフーチングコンクリート要素よりも杭要素の方がより多く降伏している。ここでの解析計算では、杭にプレストレスを導入していないので、降伏判定の際にプレストレスを考慮するためにPC杭の杭要素にのみ σ_z の値に -9.80 MPa ($=-100 \text{ kgf/cm}^2$) を加えている。このプレストレス応力値は、JIS規格のC種PC杭に相当する（JIS A 5335 1978年, JIS A 5336 1978年, JIS A 5337 1982年）。杭の降伏は、フーチング下面に一致するあたりで生じ易い。対応した変位図からも判るように、フーチング下面近傍での杭の折れ曲がりが顕著となることから、杭に着目した杭頭結合部の安全性の評価が必要であることが示唆されているといえよう。軸力が作用している場合にはフーチング下面近傍ではなく、杭頭頂部の降伏ポテンシャルが減少する傾向が顕著となる。

鋼管杭に関する解析結果(Figs.4-7~4-10)を見ると、PC杭の場合と同様のことが言えるが、鋼管杭の結合方法Aでは、中詰めコンクリートの有無に関わらず、鋼管杭の結合方法Bでは中詰めコンクリート無しのモデルで、フーチング下面でのフーチングコンクリートが危険な状態にあることが特徴的で、PC杭、鋼管杭結

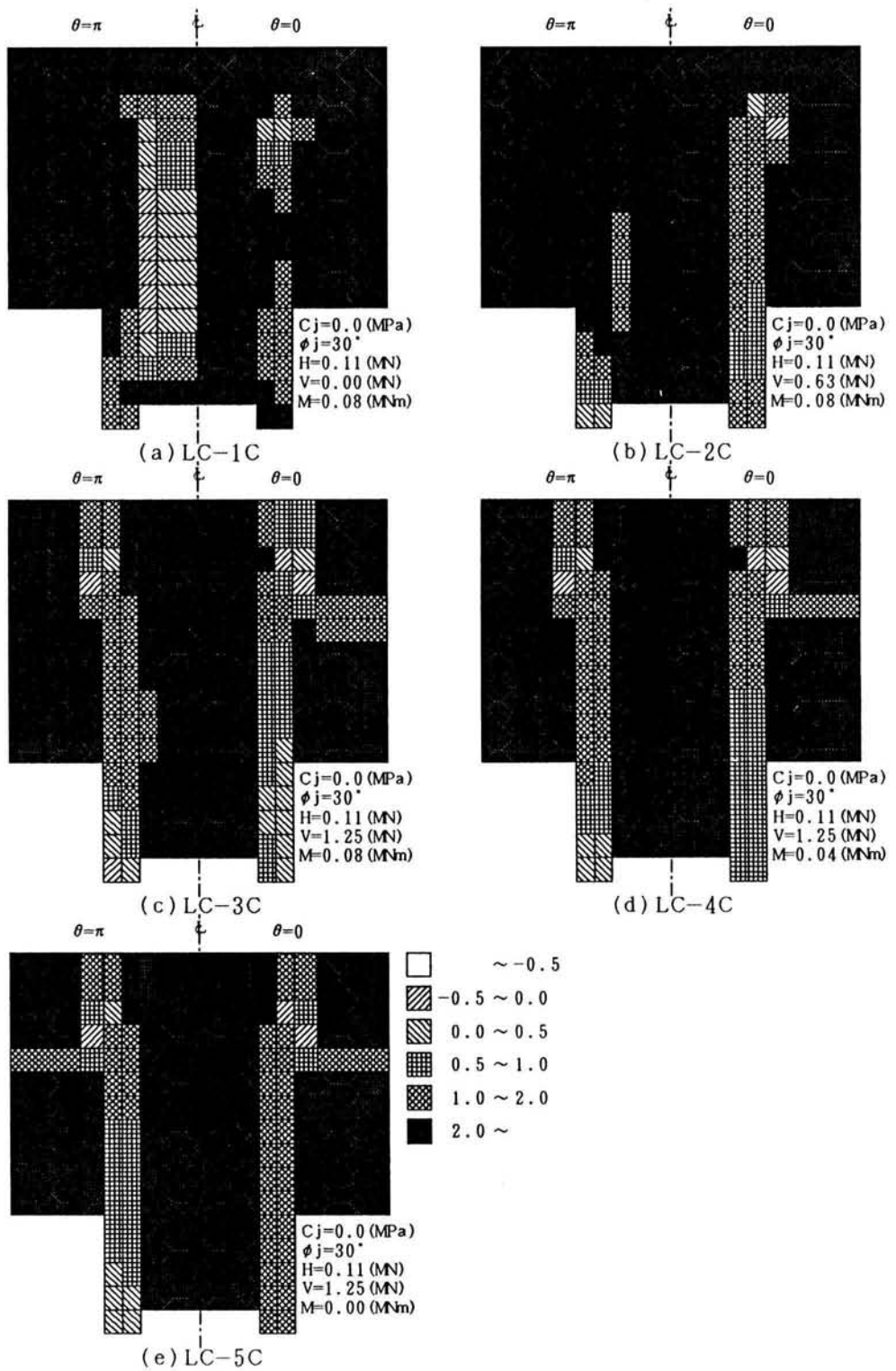


Fig.4-4 Potential of each element for yielding
(PC pile, A-type, $D = 1.5D$)

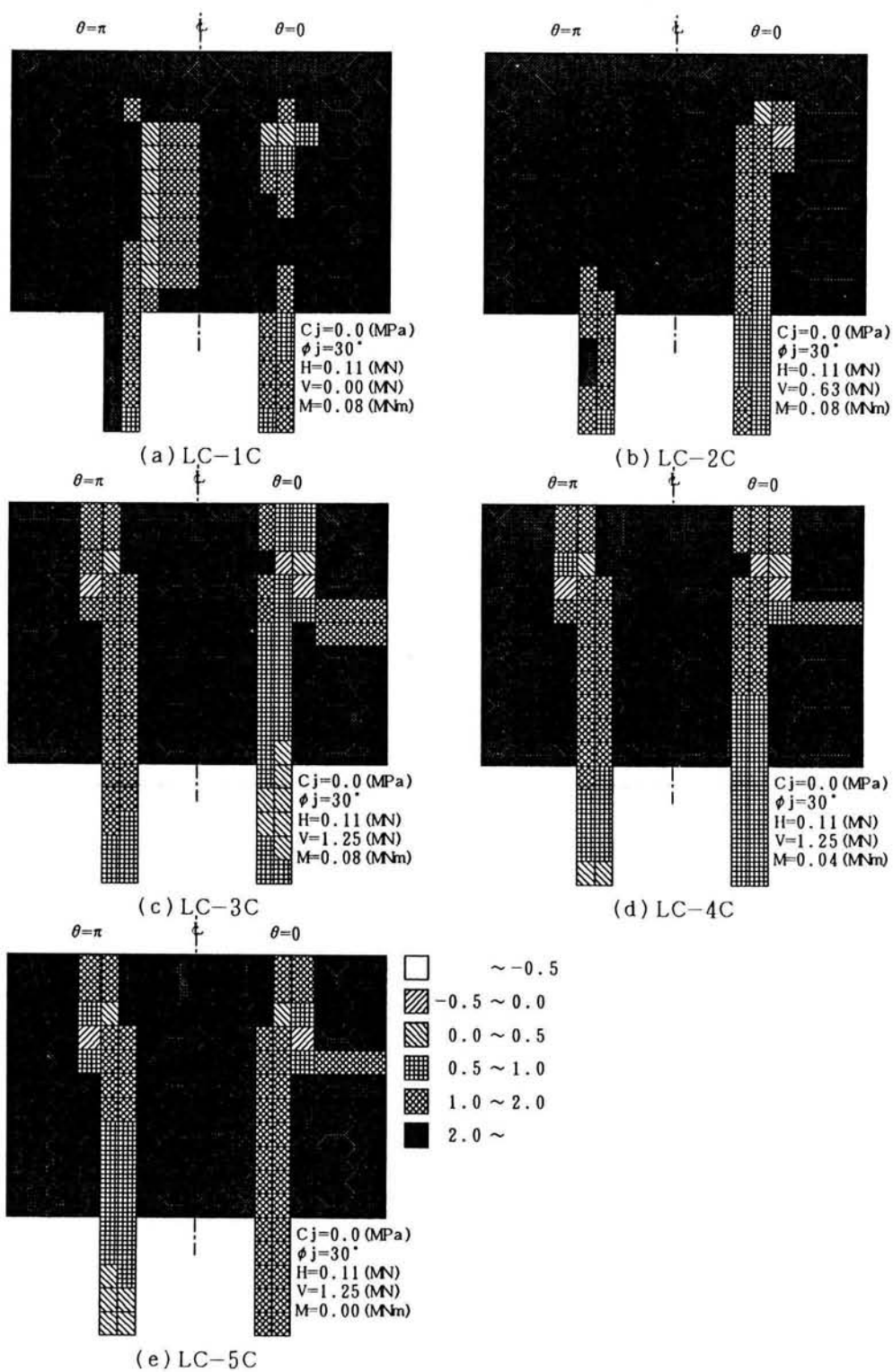


Fig.4-5 Potential of each element for yielding
(PC pile, A-type, $\phi=D$)

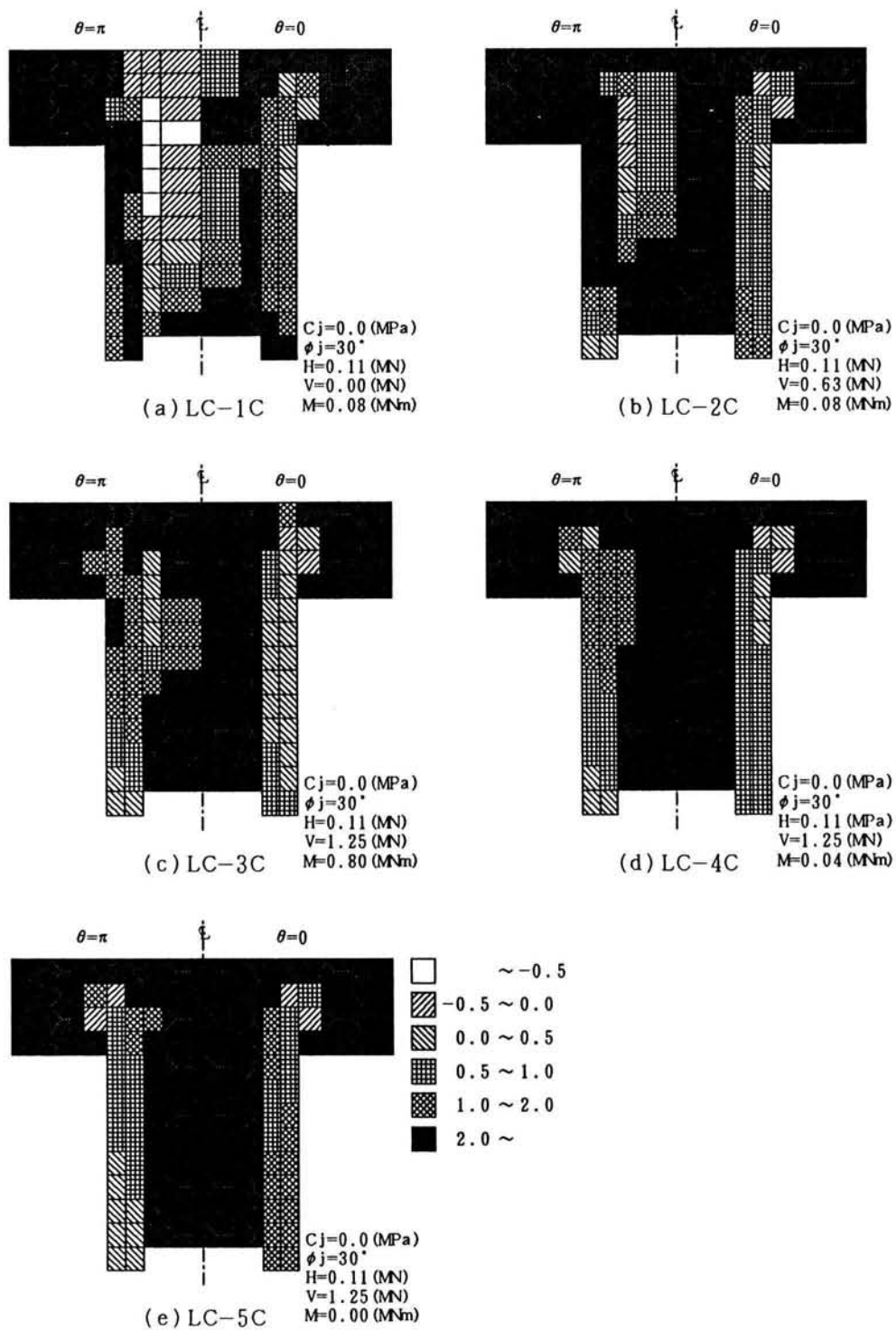


Fig.4-6 Potential of each element for yielding (PC pile, B-type)

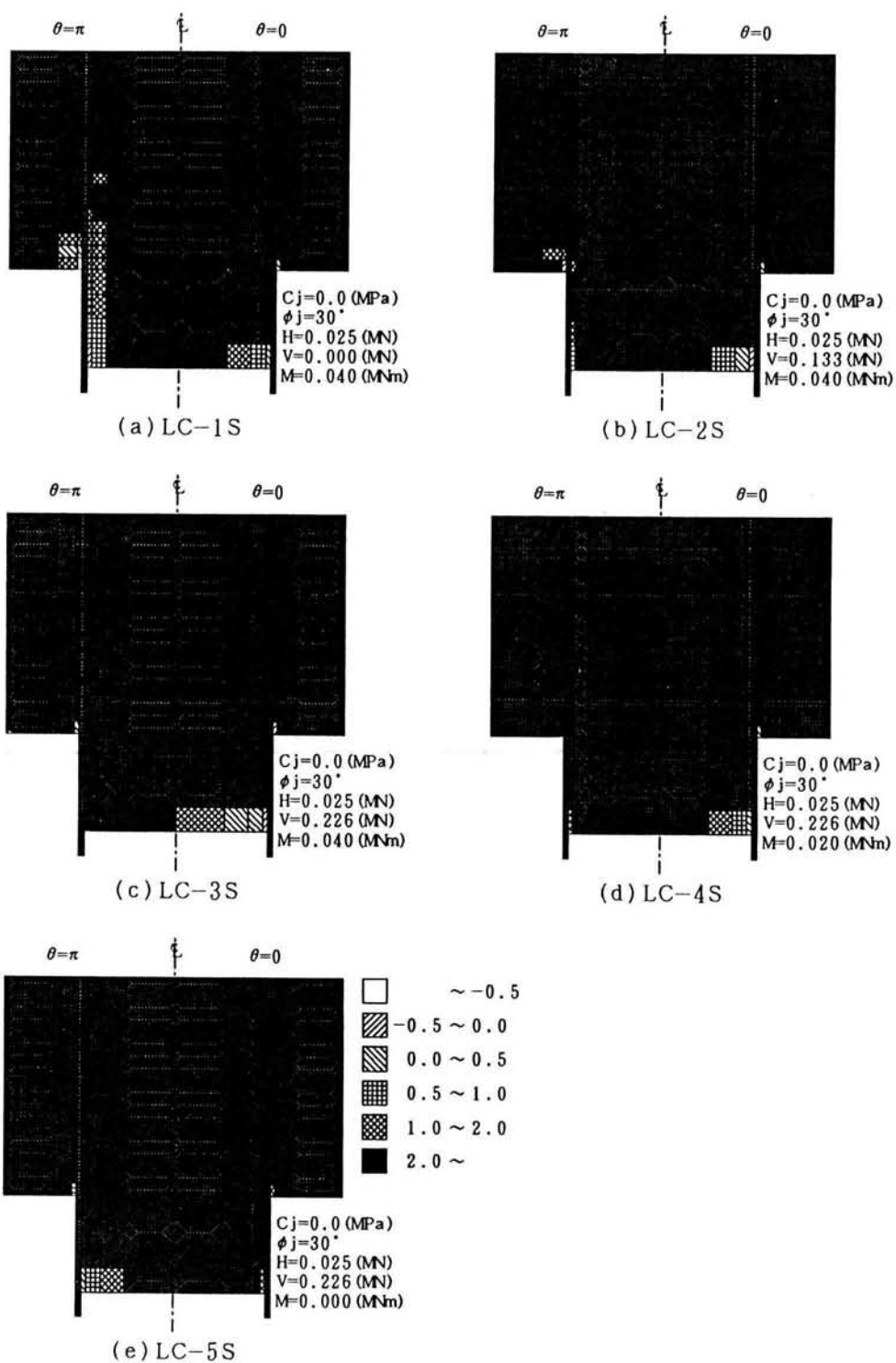


Fig.4-7 Potential of each element for yielding
(Steel pile, A-type, $\varnothing = 1.5D$)

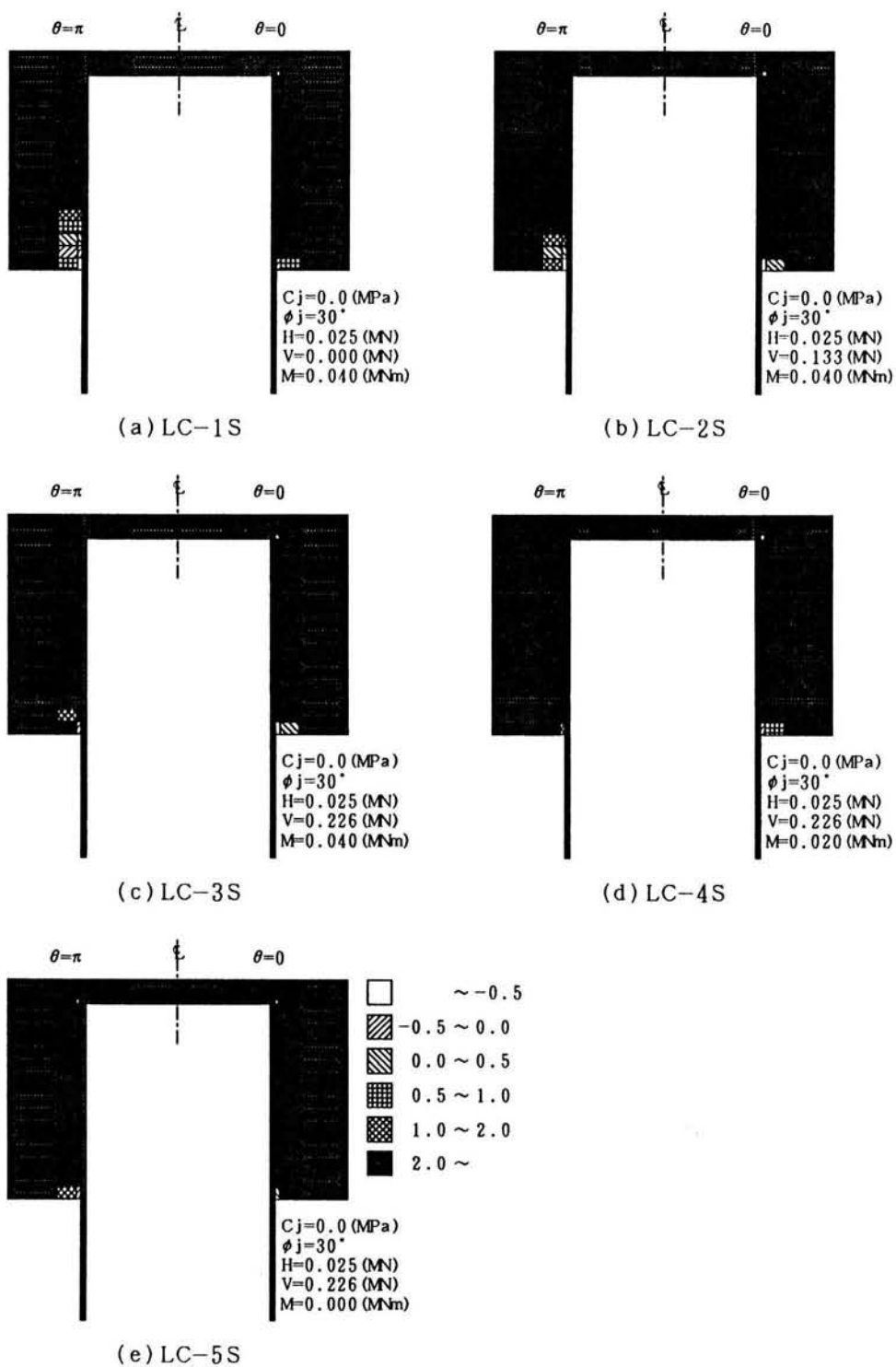


Fig.4-8 Potential of each element for yielding
(Steel pile, A-type, $\phi = 0$)

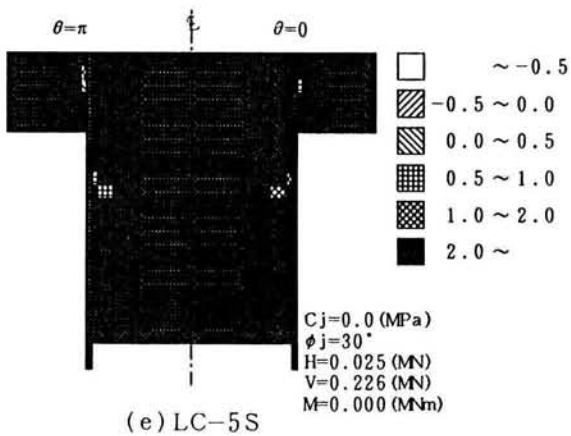
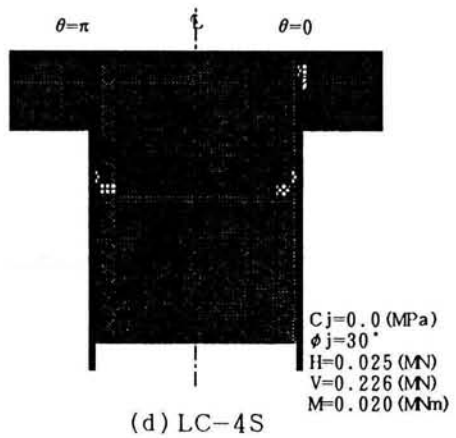
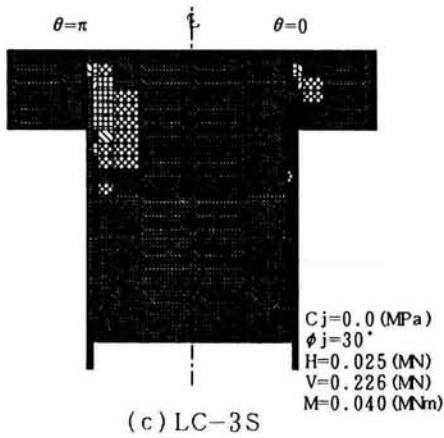
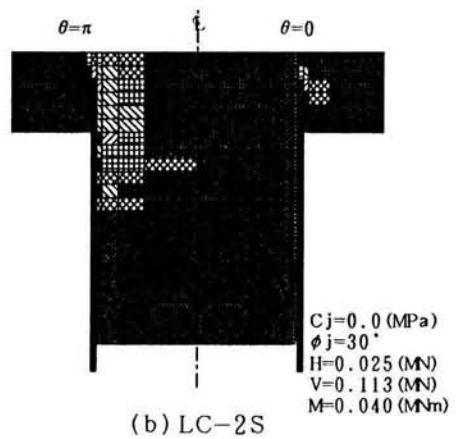
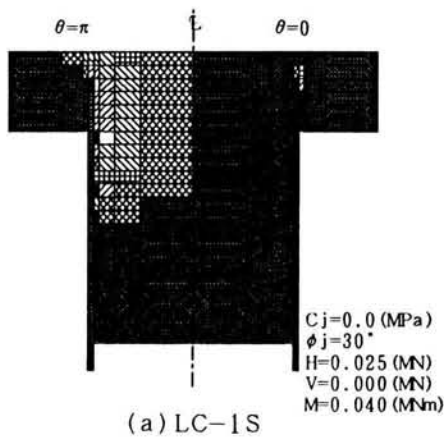


Fig.4-9 Potential of each element for yielding
(Steel pile, B-type, $\phi=1.5D$)

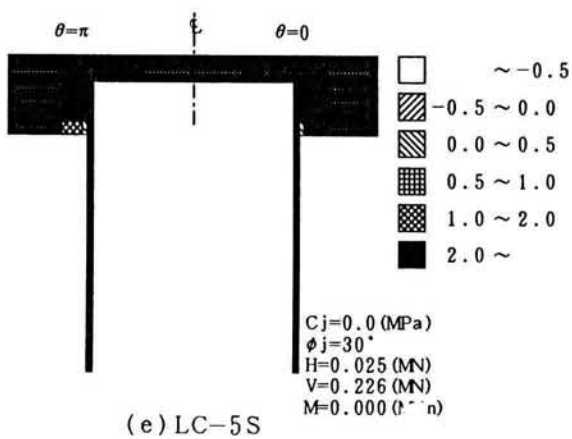
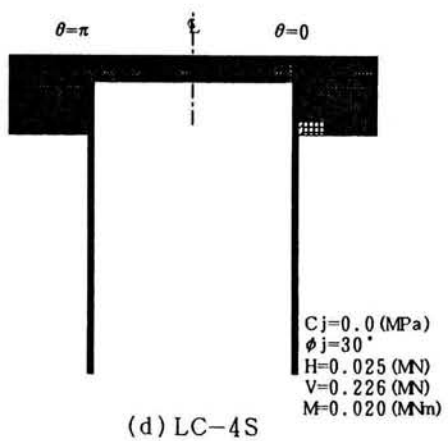
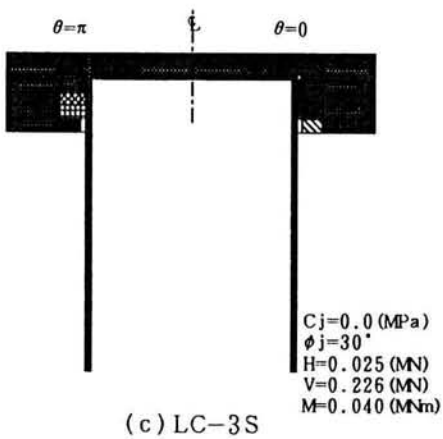
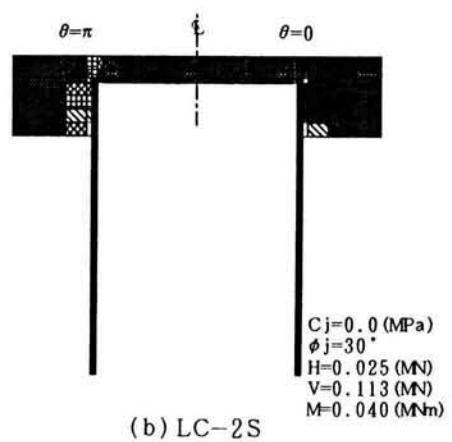
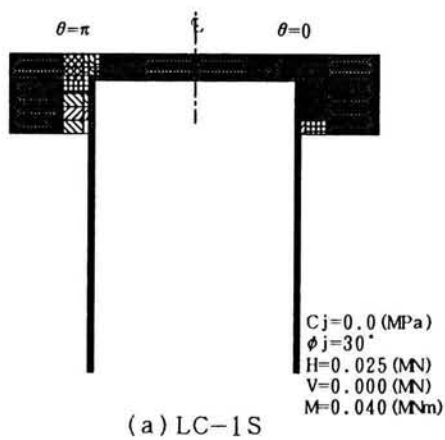


Fig.4-10 Potential of each element for yielding
(Steel pile, B-type, $\lambda=0$)

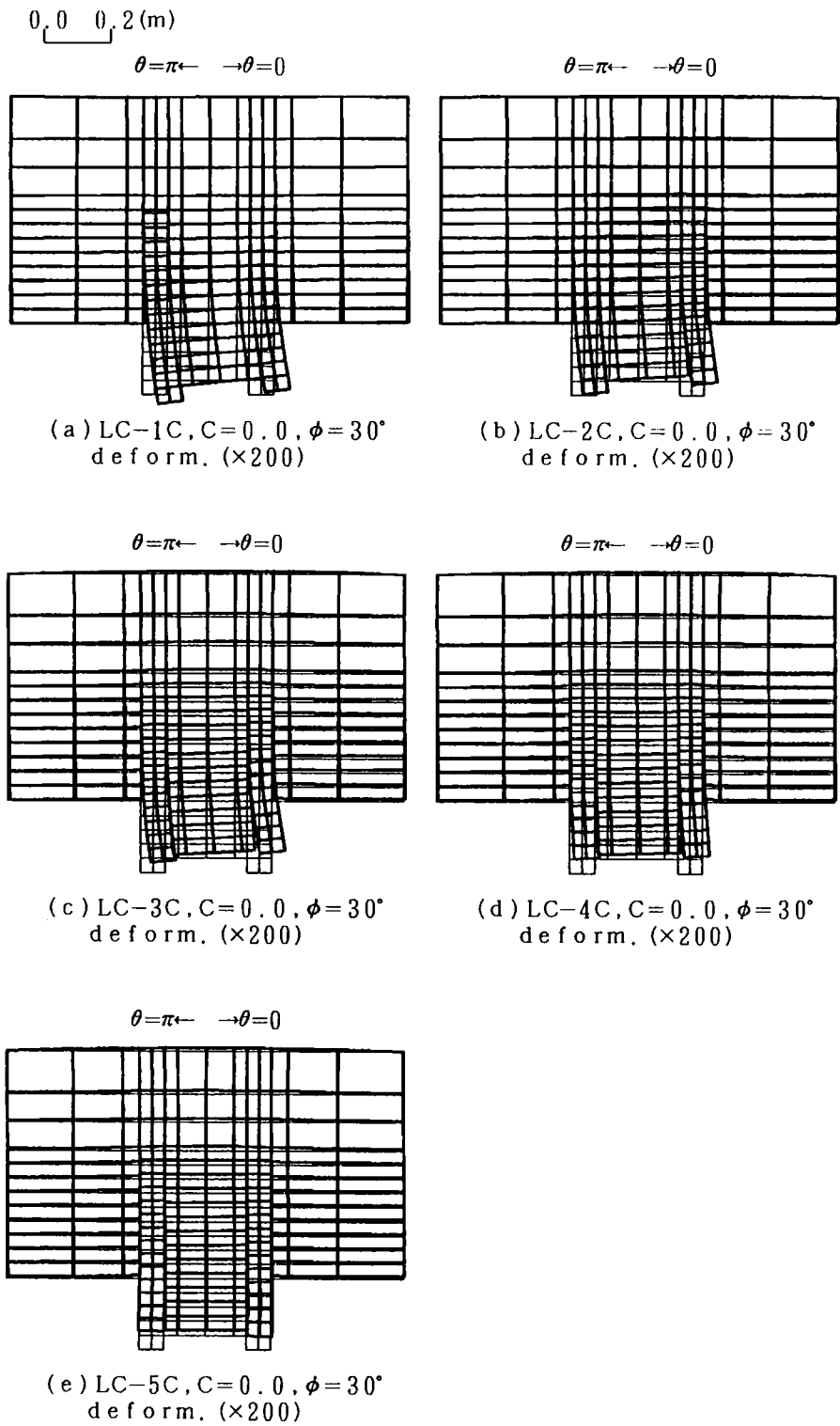


Fig.4-11 Deformation modes of pile head joint
(PC pile, A-type, $\varnothing=1.5D$)

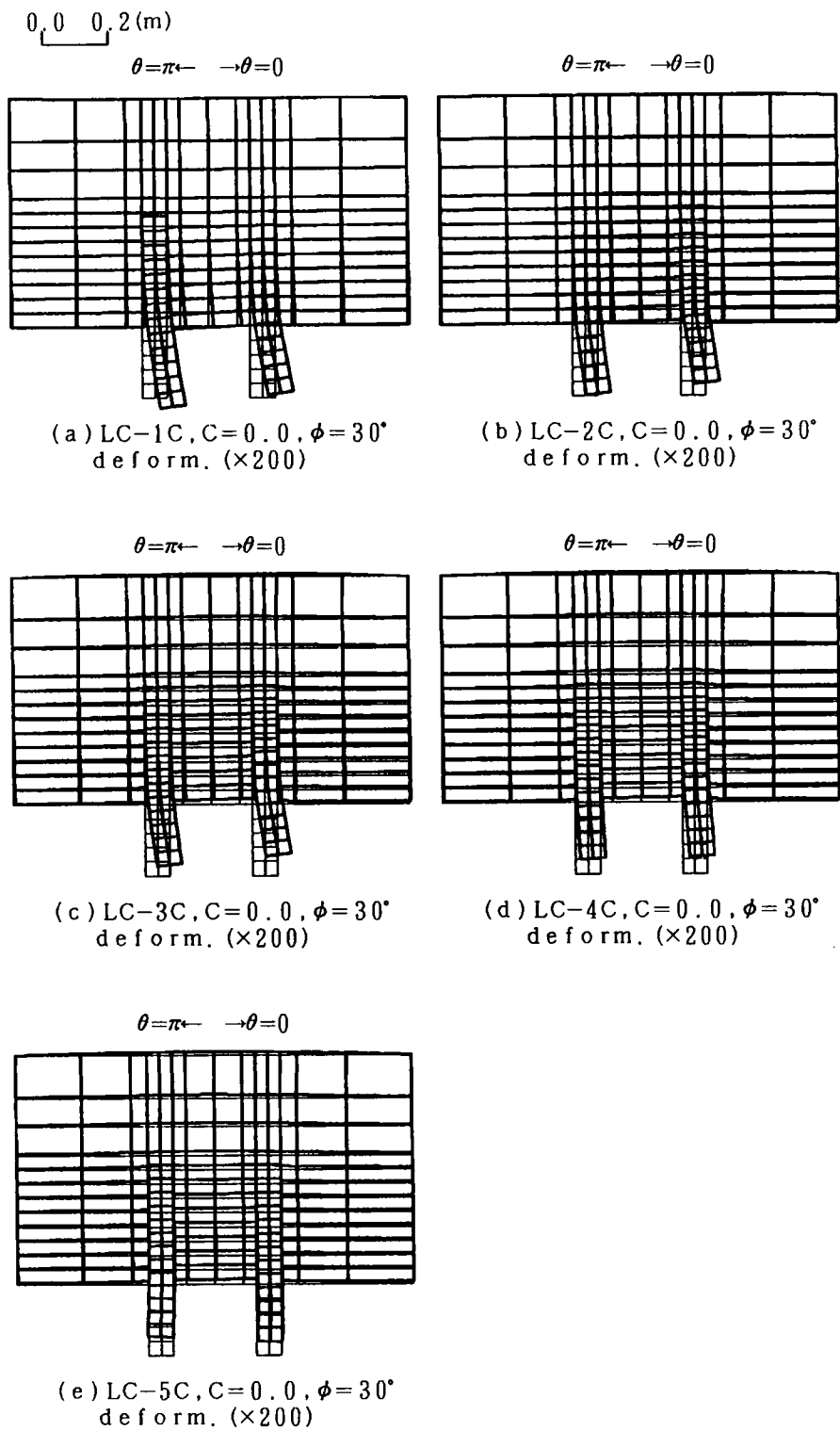


Fig.4-12 Deformation modes of pile head joint
(PC pile, A-type, $\varnothing=D$)

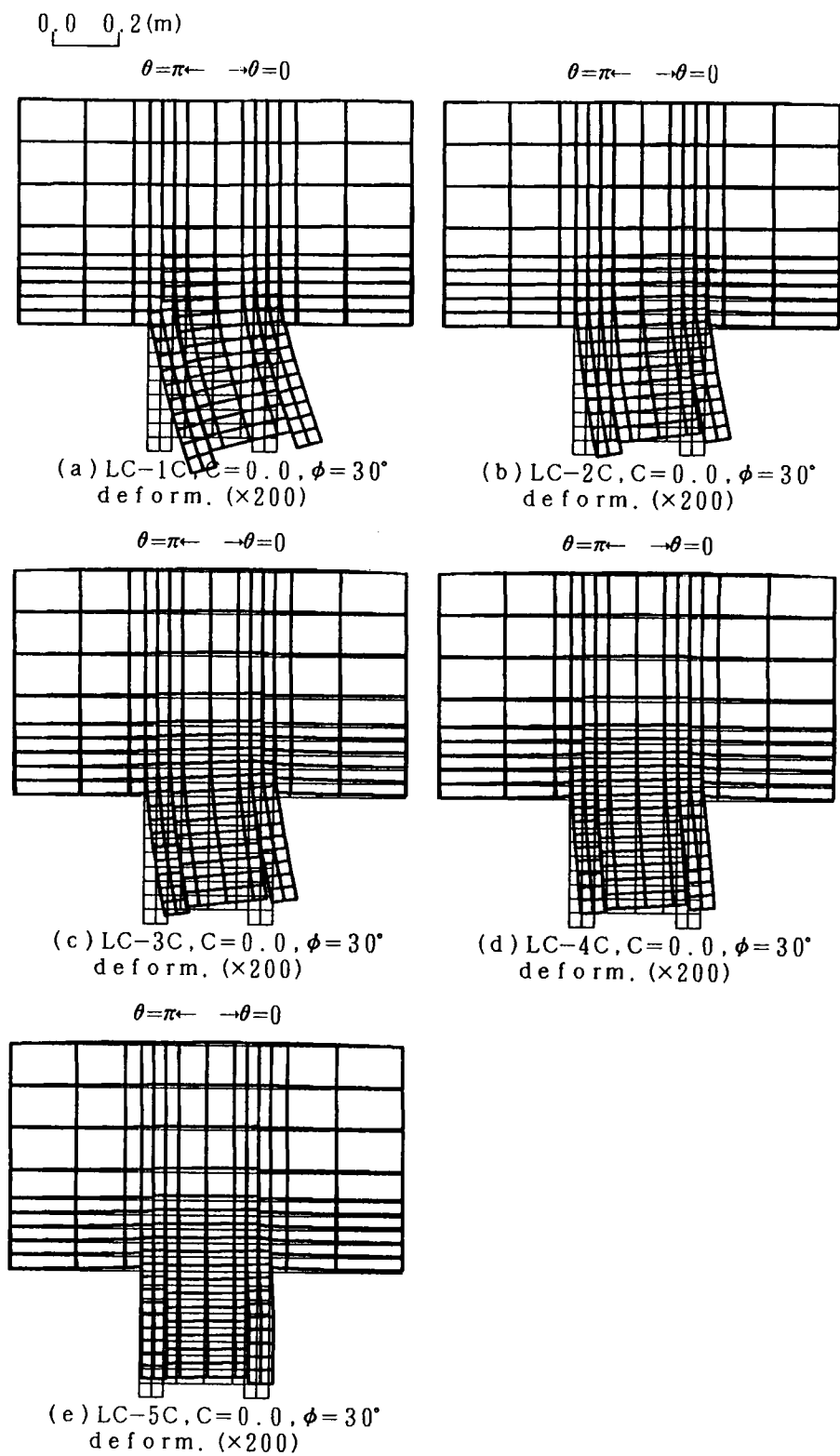


Fig.4-13 Deformation modes of pile head joint
and states of joint elements (PC pile, B-type)

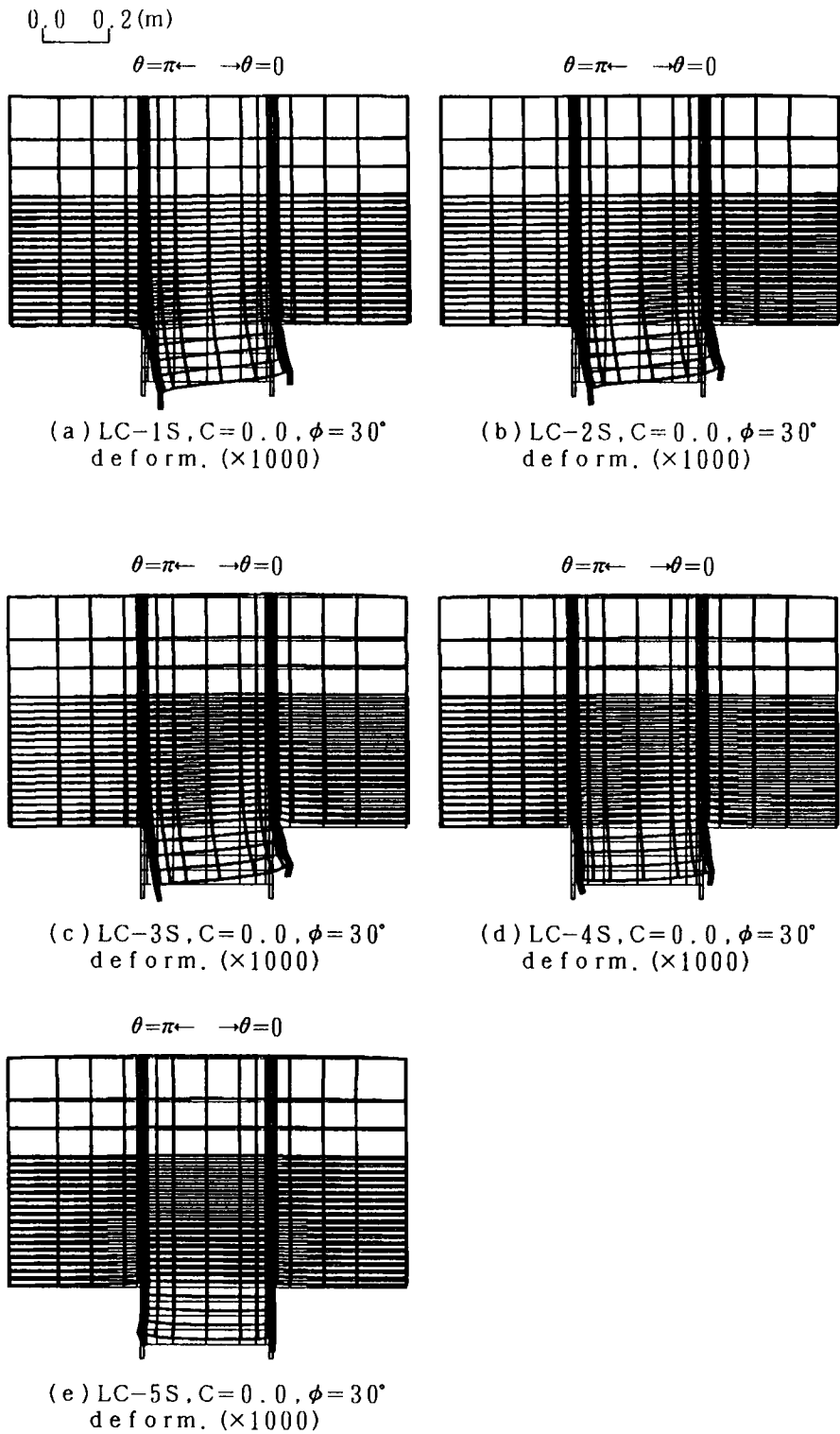
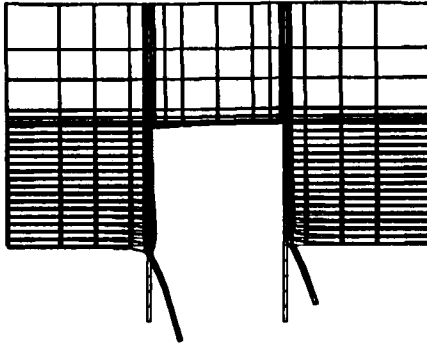


Fig.4-14 Deformation modes of pile head joint
(Steel pile, A-type, $\lambda=1.5D$, with rib)

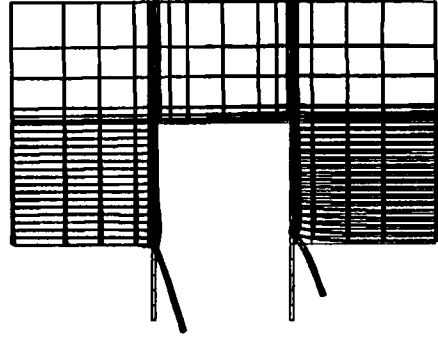
0, 0 0, 2 (m)

$\theta = \pi \leftarrow \rightarrow \theta = 0$



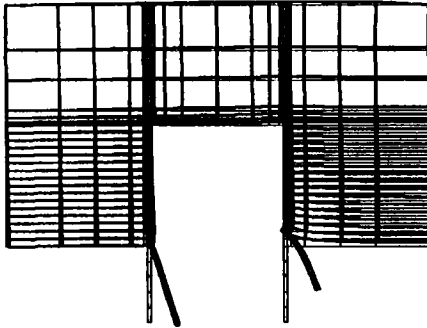
(a) LC-1S, $C=0.0$, $\phi=30^\circ$
deform. ($\times 1000$)

$\theta = \pi \leftarrow \rightarrow \theta = 0$



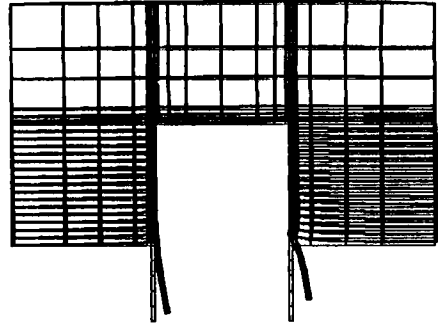
(b) LC-2S, $C=0.0$, $\phi=30^\circ$
deform. ($\times 1000$)

$\theta = \pi \leftarrow \rightarrow \theta = 0$



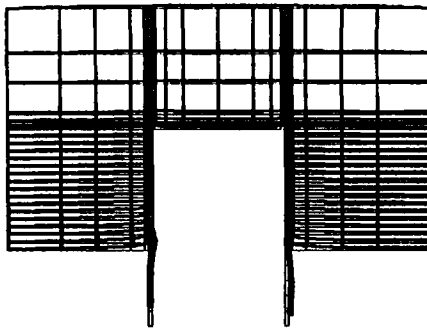
(c) LC-3S, $C=0.0$, $\phi=30^\circ$
deform. ($\times 1000$)

$\theta = \pi \leftarrow \rightarrow \theta = 0$



(d) LC-4S, $C=0.0$, $\phi=30^\circ$
deform. ($\times 1000$)

$\theta = \pi \leftarrow \rightarrow \theta = 0$



(e) LC-5S, $C=0.0$, $\phi=30^\circ$
deform. ($\times 1000$)

Fig.4-15 Deformation modes of pile head joint
(Steel pile, A-type, $\lambda=0$, without rib)

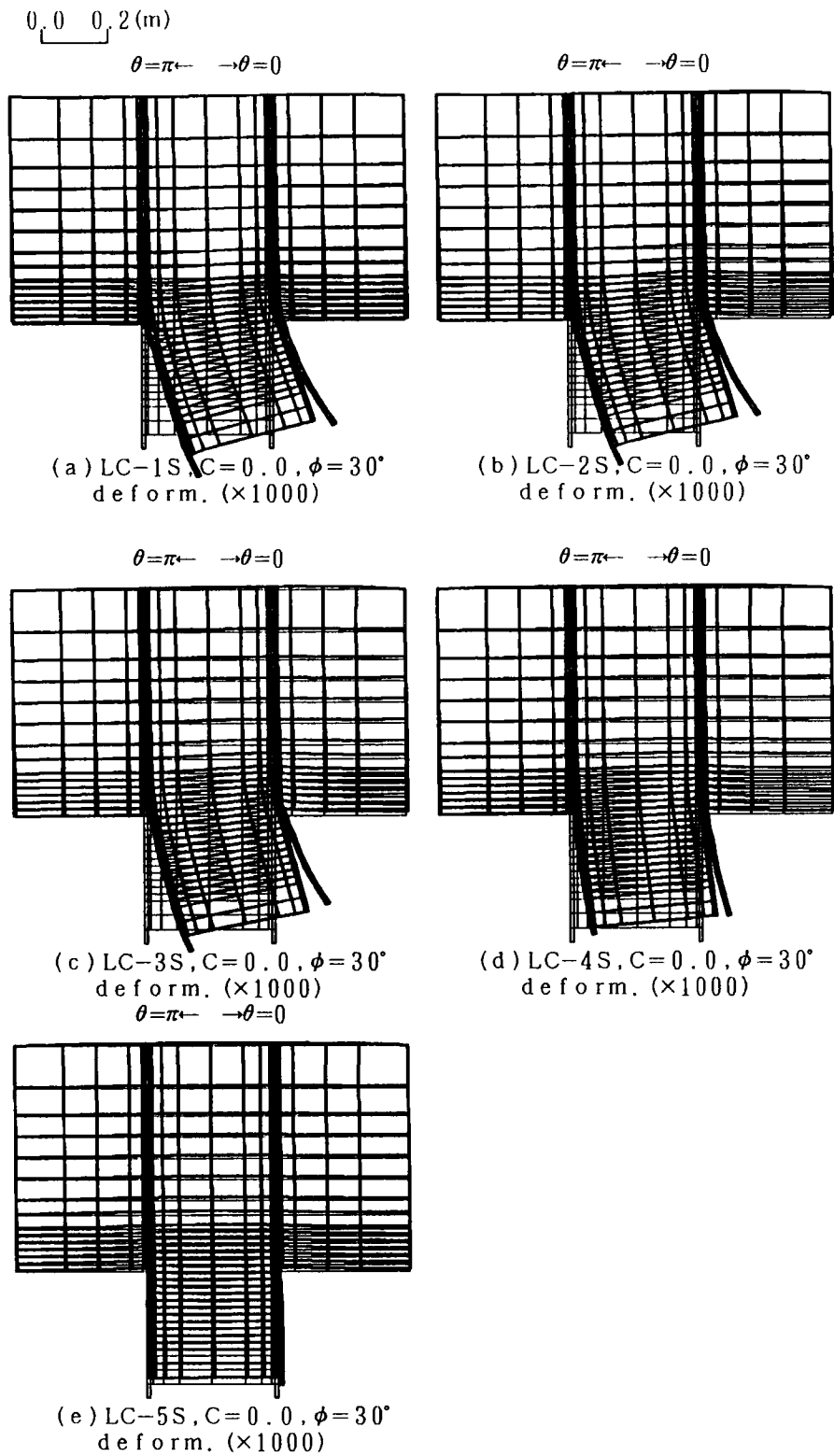


Fig.4-16 Deformation modes of pile head joint
(Steel pile, B-type, $\lambda=1.5D$, with rib)

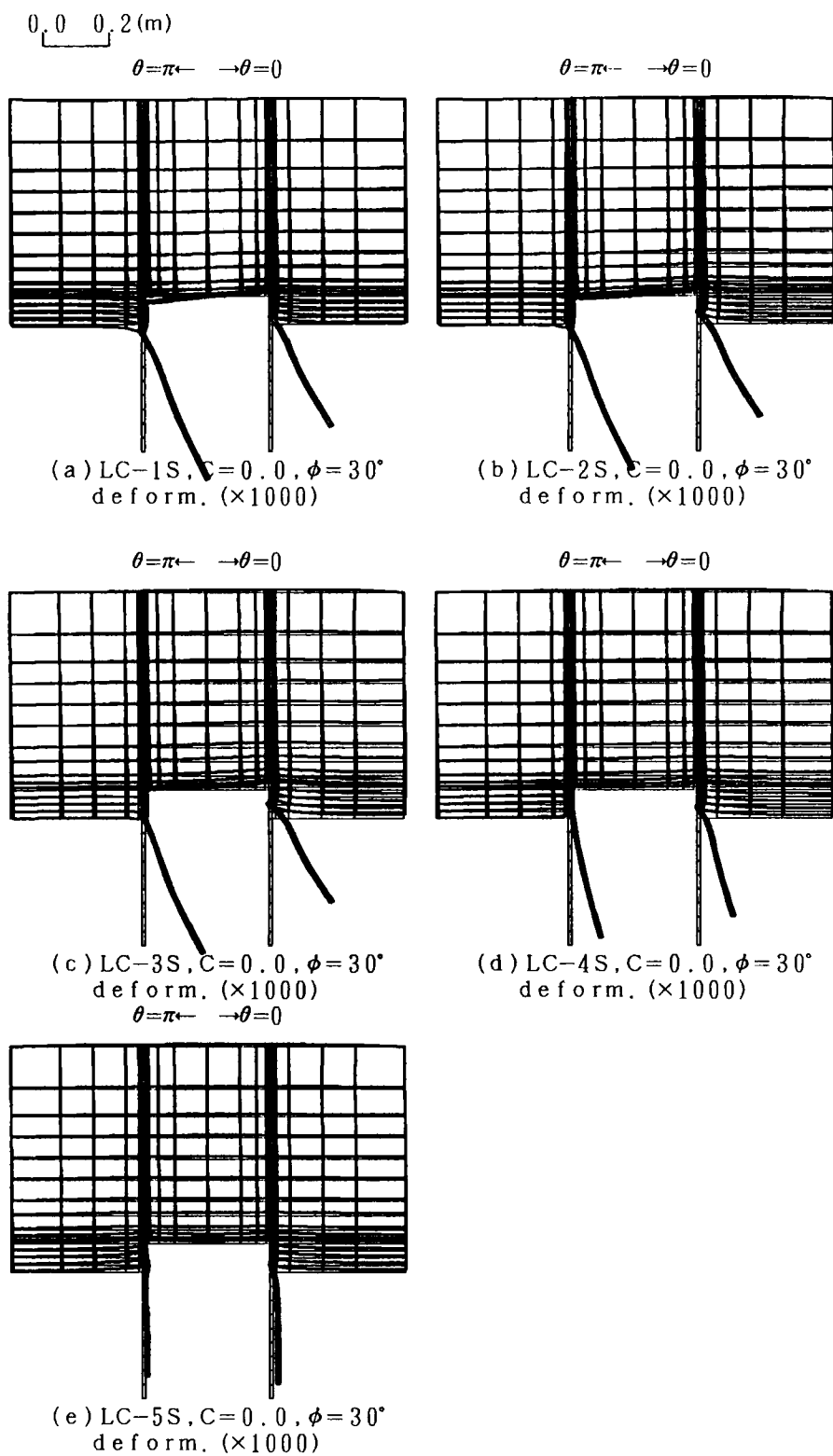


Fig.4-17 Deformation modes of pile head joint
(PC pile, B-type, $\varnothing=0$, without rib)

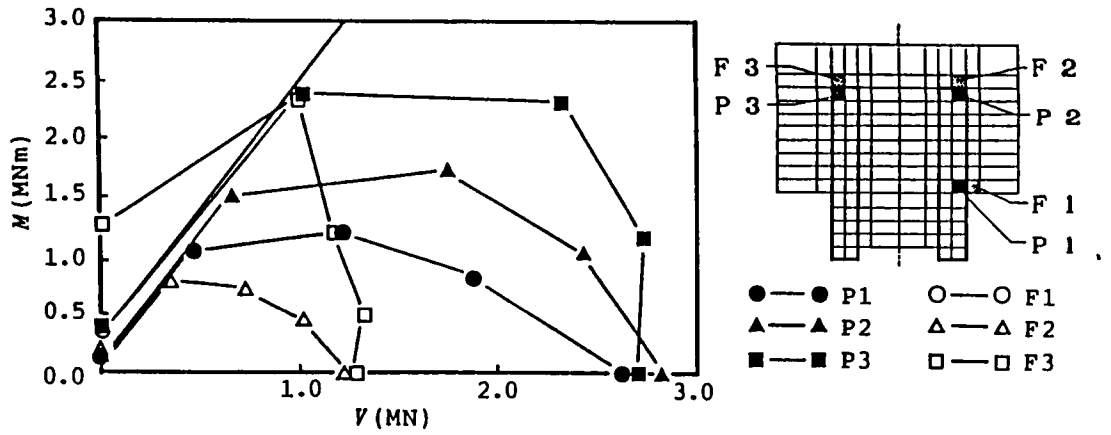


Fig.4-18 Intraction curve of pile head joint (PC pile, A-type, $\varnothing = 1.5D$)

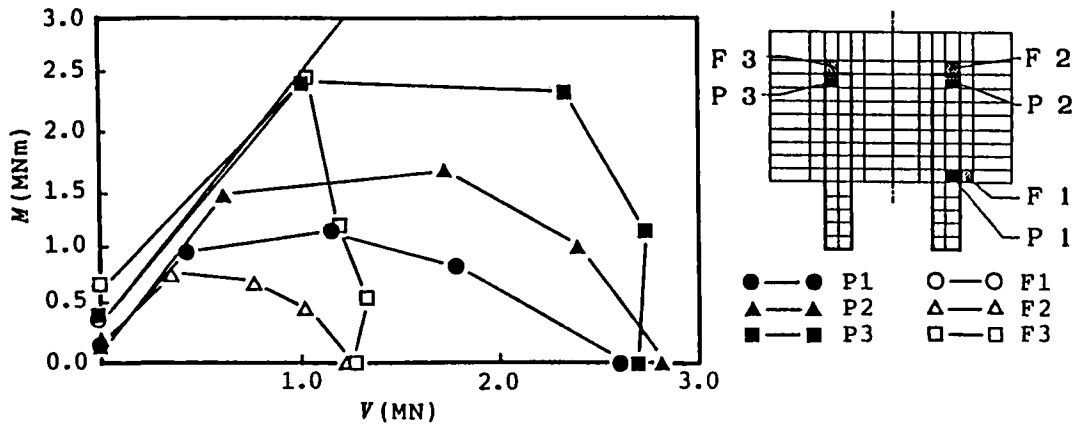


Fig.4-19 Intraction curve of pile head joint (PC pile, A-type, $\varnothing = D$)

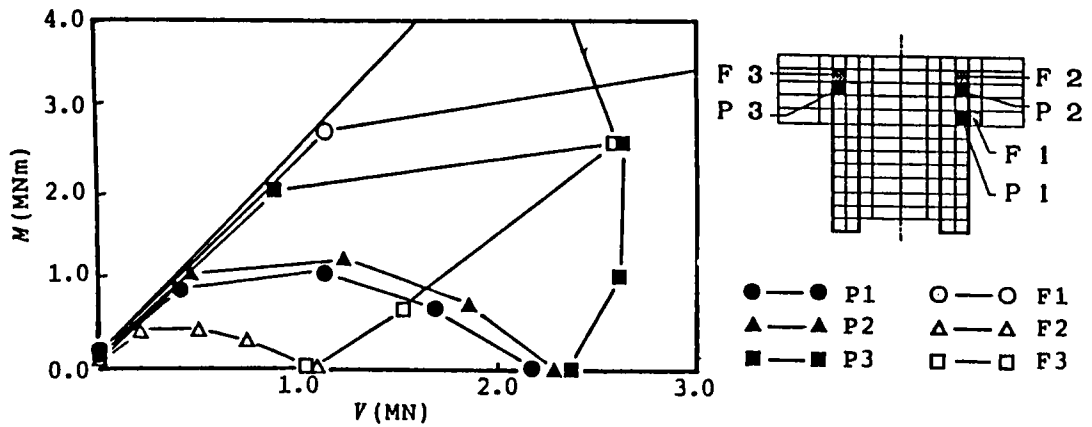


Fig.4-20 Intraction curve of pile head joint (PC pile, B-type)

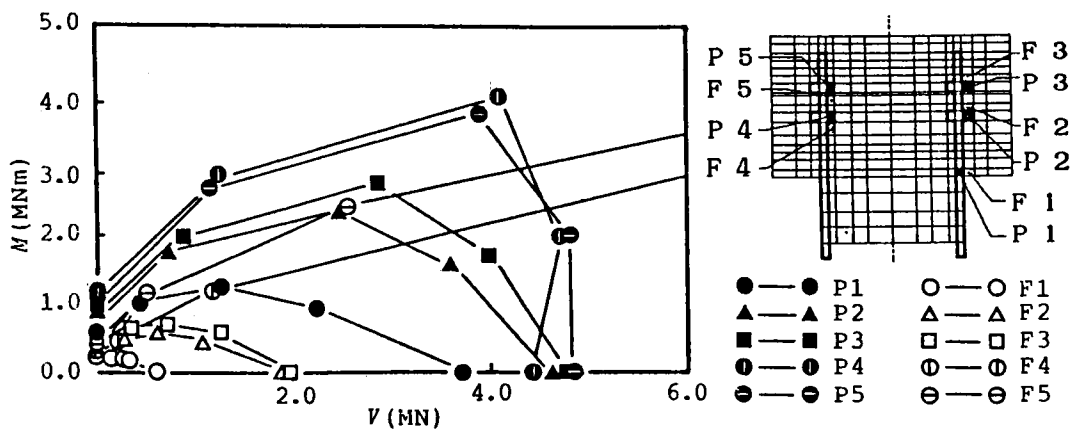
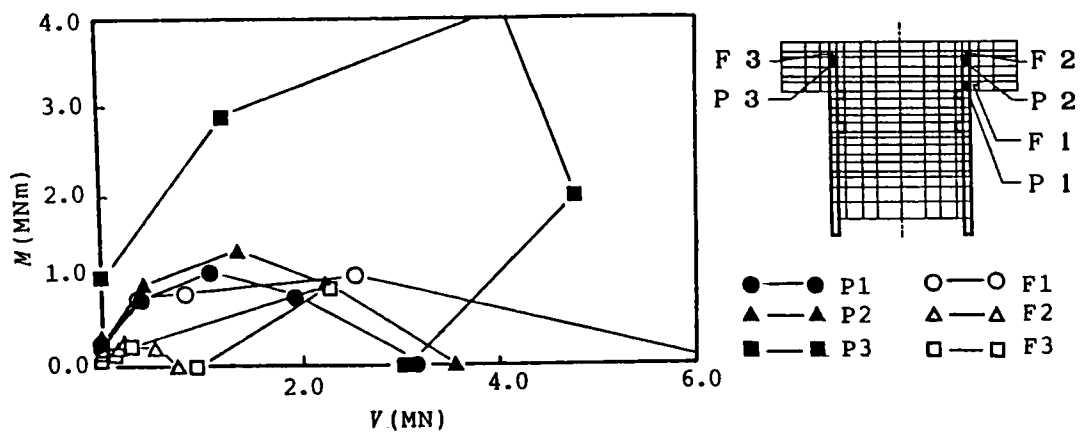
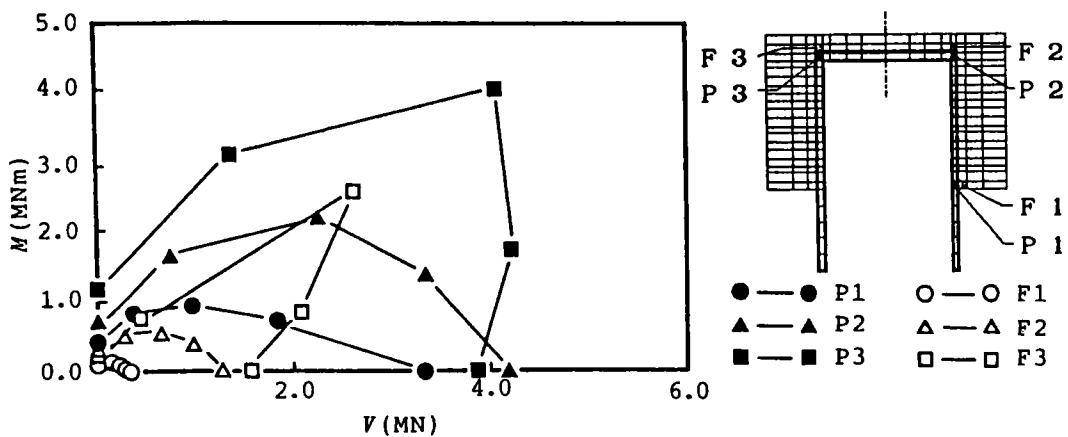


Fig.4-21 Intraction curve of pile head joint
(Steel pile, A-type, $\phi=1.5D$, with rib)



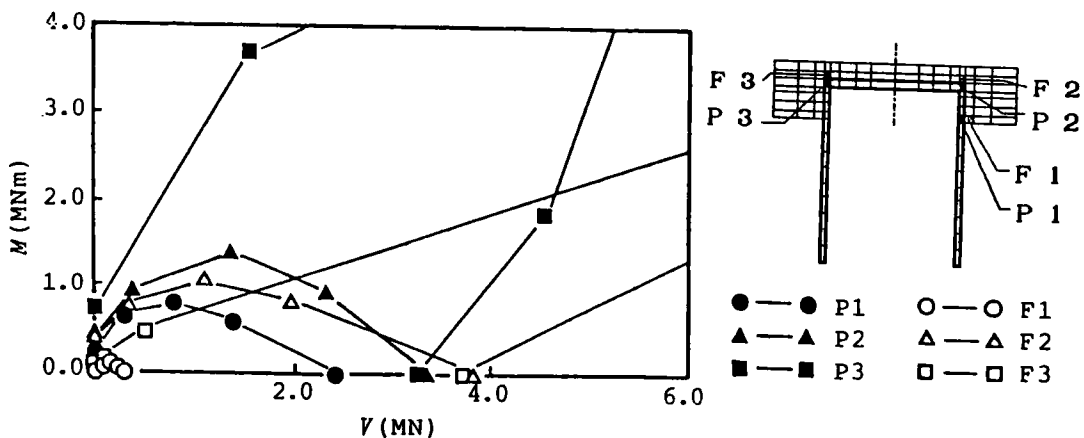


Fig.4-24 Interaction curve of pile head joint
(PC pile, B-type, $\alpha=0$, without rib)

合方法B（中詰めコンクリート有り）と傾向を異にしている。杭はフーチングコンクリートに比較して充分に安全な状態にあるように見受けられるが、対応する変形図からも判るようにPC杭に比較して杭のフーチング下面近傍での折れ曲がりが見られ、この付近での杭の座屈の検討が必要と思われる。これは、杭を四変形断面回転体要素としてモデル化していることの影響があるとも考えられ、シェル要素を用いての検討が必要と考えられる。また、杭周面での摩擦の寄与を取り入れるための、ずれ止めに隣接するソリッド要素（フーチングコンクリート）付近でもRの値が小さくなっており、局所的に大きな支圧応力が生じていることの影響が窺える。このことから、ずれ止めの形状を検討する必要があることが示唆されているように思われる。

なお、フーチングコンクリート内に適宜配置した鉄筋要素および結合方法Bのモデルの杭頭頂部に配置した定着鉄筋のRの値はかなり大きくソリッド要素に比較して、充分に安全側にある、という結果となった。

降伏条件として、比較的簡単な表式を有する Mohr-Coulombの降伏条件や Von-Misesの降伏条件を用いたが、もちろん、より複雑な表式によるものを用いることも可能である。しかし、むしろここに示した方法により、局所的な破壊の可能性が指摘できたことに意義があると考えられる。

以上の結果をさらに理解し易いように降伏荷重で表現するために、杭体の設計で用いられるインタラクション・カーブ (Interaction curve) と同様に、縦軸に作用モーメント荷重 $[MN \cdot m]$ を、横軸に軸力 $[MN]$ をとり、計算した降伏ポテンシャルを降伏荷重値に換算してプロットすると Figs. 4-18～4-24が得られる。着目点は、圧縮側のフーチング下面の杭、フーチング（図中の説明図のポイント：P1、

F1)、圧縮側 ($\theta = 0$ 子午面) における杭頭頂部の杭、フーチング (ポイント P2, F2)、そして、引っ張り側 ($\theta = \pi$ 子午面) における杭頭頂部の杭、フーチング (P3, F3) の 6 点である。鋼管杭の結合方法 A (Fig. 4-21) に関しては、圧縮側のフーチング下面の杭、フーチング (図中の説明図のポイント: P1, F1)、ずれ止めおよびずれ止め上部のフーチングに着目している (P2, F2, P3, F3, P4, F5, P6, F6)。

PC杭に関する図 (Figs. 4-18~4-20) を見ると、杭頭頂部フーチングコンクリート、杭頭頂部、杭のフーチング下面近傍部、フーチング下面部フーチングコンクリートの順に安全側となっている。すなわち、前章において、フーチングコンクリートの支圧応力 (フーチング下面で σ_r 、杭頭頂部で σ_z) に着目した場合に、安全性評価の指標として最も妥当であると結論したフーチング下面でのフーチングコンクリートが最も安全側にあることになる。圧縮側杭頭頂部フーチングコンクリートがフーチング下面よりも危険側となった理由は、フーチング下面での応力は σ_r が最も大きくその他の応力成分ははるかに小さな値となっているのに対して、圧縮側杭頭頂部フーチングコンクリートでは支圧応力 σ_z のみが大きい値をとるのでなく、その他の応力成分もかなり大きな値となっているため主応力の値はフーチング下面における値よりも大きくなるためと考えられる。また、杭周面での摩擦を極端に小さく設定している ($C_f = 0$) ことも大きく影響していると考えられる。結局、前章まででは、フーチング下面では σ_r に、杭頭頂部フーチングでは σ_z にのみ着目したためフーチング下面が最も危険側となったと解釈できる。すなわち、実際の杭頭結合部では、もっと杭周面摩擦に影響が大きくこれほど極端に杭頭頂部のフーチングコンクリートに応力が集中することはないと考えられ、この図の結果から短絡的に圧縮側杭頭頂部フーチングコンクリートが安全性評価の指標となると結論づけることは出来ない。

また、鋼管杭の結合 A では、フーチング下面のフーチングが最も危険部位となっている。鋼管杭の結合方法 B も結合方法 A 程ではないが、PC杭に比較すればフーチング下面のフーチングコンクリートがかなり危険な状態となっている。これは、PC杭に比較して鋼管杭ではフーチング下面部分での杭の折れ曲がり変形が顕著であることから、フーチングコンクリートも強く支圧を受けるためと考えられる。

PC杭、鋼管杭双方の解析を通じて着目すべき点は、フーチングのみならず杭に対しても安全性の検討が必要であることが示されていること、そして、鋼管杭のずれ止め近傍では応力集中が生じこの部分から破壊が始まる可能性が高いことである。

フーチング下面での応力は、杭周面摩擦がより大きな場合、フーチングでは巻き込み現象により支圧応力が減少するのに対して、杭では巻き込み部ではより集中的にフーチングからの反力を受けることになり危険性は増すと考えられる。したがって、杭のフーチング下面付近での杭の危険性を十分に考慮する必要があることになる。

ここでは、大きな支圧応力が作用すると考えられる部位に着目してインタラクション・カーブを描いたが、杭およびフーチングの材料の降伏応力度 σ_y に杭断面積を乗じて杭頭頂部での単純支圧による計算上の降伏荷重 P_y を求めてみると Table 4-3 のようである。

Table 4-4 Yield load by punching at pile top

	Yield stress σ_y (MPa)	Cross sec. area A (m ²)	Yield load P_y (MN)
Footing	3.43×10^1	7.66×10^{-2}	2.627
		1.23×10^{-2}	0.422
PC pile	4.90×10^1	7.66×10^{-2}	3.753
Steel pile	2.35×10^2	1.23×10^{-2}	2.891

Table 4-3 の値を各インタラクション・カーブの図に対応（軸力のみの作用している横軸上の値）させると、PC杭に関するFigs. 18, 4-19, 4-20 のいずれにおいても、杭頭頂部でのフーチングコンクリートの降伏応力は 1.2~1.3[MN] に対してTable 4-3 では 2.627[MN]であり、単純支圧よりもかなり低い荷重で杭頭頂部のフーチングコンクリートが降伏することになる。杭体に着目すると、インタラクション・カーブにおける 2.7~2.9[MN] に対して、単純支圧(Table 4-3) では 3.753[MN]とやはりインタラクション・カーブでの値が単純支圧を大きく下回っている。

一方、鋼管杭に関するインタラクション・カーブでずれ止めのあるモデルを見ると、ずれ止めとずれ止め上部に隣接するフーチングコンクリートが杭頭頂部よりも危険側となったためにこの部位に着目した Fig. 4-21(A-type) では、フーチングコンクリートの降伏荷重は 2.0[MN]であり、単純支圧では 0.442[MN]と逆に単純支圧による降伏荷重の方が小さくなっている。同様に杭に着目した場合にも、インタラクション・カーブで 4.5~4.7[MN]、単純支圧で 2.891[MN] と単純支圧による降伏荷重の方が小さい。Fig. 4-23(B-type)の場合には、フーチングコンクリートに着目するとインタラクション・カーブで 0.7~0.9[MN]、単純支圧では 0.422[MN]、杭に着目すると、インタラクション・カーブで 3.1~3.5[MN]であり、単純支圧では 2.891[MN] といずれも単純支圧による値の方が小さい。

ずれ止め無しで杭頭頂部に着目した、Figs. 4-22, 4-24 では、フーチングコンクリートでは、インタラクション・カーブで 1.4~1.7[MN]、単純支圧で 0.422[MN]と単純支圧での値の方が小さく、杭では、インタラクション・カーブで 2.5~3.0[MN]、単純支圧で 2.891[MN]とほぼ同等の値となっている。

以上より、PC杭を用いた解析モデルでは傾向は一貫してインテラクション・カーブでの降伏荷重値が単純支圧による降伏荷重値を大きく下回り、鋼管杭を用いた解析モデルでは、逆転して単純支圧による降伏荷重の方が小さくなるか、またはインテラクション・カーブと単純支圧による降伏荷重がほぼ同等という傾向を示している。この結果は、PC杭と鋼管杭の断面積の差や、ずれ止めの存在に起因すると考えられるが、鋼管杭を表現する有限要素の問題等とも絡めてさらに検討する必要がある。

このように考察してみると、杭体の設計において安全性評価に用いられているインテラクション・カーブを杭頭結合部の安全性評価に用いることは、さらに検討すべき点が多々ある（例えば、降伏条件の妥当性）とはいえ、十分に実用性のあることであると考えられる。何より、このような形式をとることは、上部構造も含めた形での安全性評価（特に不確実性を考慮した安全性評価を行うための定式化では、上・下部構造一体としての安全性のバランスをとることが求められ、限界状態の表現の統一が望まれる）において、その安全性評価形式が杭体の設計における杭安全性評価方法と相似形となることから利便性が高いと考えられる。

4-4 結論

有限要素解析結果から、水平方向支圧応力分布とアイ・バーの支圧応力分布の類似に着目し、水平方向支圧応力分布を円周方向に余弦分布で近似し、この仮定分布を用いて力のつりあいを考えた。最大支圧応力は、現行の応力照査に用いている値の $4/\pi$ の値となった。また、杭周面での摩擦の寄与、有効支圧域の減少の影響を検討した結果、杭周面の摩擦の寄与以上に有効支圧域の減少がフーチング下面近傍での支圧応力値に影響することが判った。提案した、支圧応力算出式は、杭周面の摩擦効果、有効支圧域の変化の効果を考慮することにより、既存の実験結果の結果の傾向をうまく説明することが出来た。これら2つの因子の寄与を表すパラメータ、すなわち、杭周面での摩擦係数、有効支圧域を表す角度の評価は実験的研究の成果を待たねばならないものの、現行の安全性照査式に対して、実用性のあるマイナー・チェンジを提案できたと考える。

また、視点を変えて、現行の杭頭結合部の安全性照査が、主としてフーチングコンクリートの応力を指標としていることに着目して、杭の応力も含めた形での杭頭結合部の安全性評価方法に対する一つのアプローチを示した。すなわち、有限要素解析結果に基づいて、要素毎に降伏に至るまでのポテンシャルを計算し、杭頭結合部での降伏の可能性の高い部位の抽出を行い、安全性評価方法に関する考察を行った。

比較的簡単な、破壊条件を用いての評価結果ではあるが、現行設計で行われているフーチングコンクリートの応力に着目した安全性評価のみでなく杭頭結合部における杭の破壊の検討も必要であることが指摘できた。また、杭基礎設計便覧

に新たに規定された鋼管杭に対するずれ止め近傍での応力集中により、フーチングコンクリートの降伏の可能性が比較的高いことが明かとなった。適用する降伏条件など、さらに検討すべき点があるものの、インタラクション・カーブを用いた杭頭結合部全体としての安全性評価への一つのアプローチを示すことができたと考える。上部構造も含めた、構造物全体としての安全性評価、将来的には不確実性を考慮した設計における安全性評価などを行う上で、杭体の設計と相似形の安全性評価方法をとることで、このインタラクション・カーブを用いることは、実用価値が高いと考えられる。

しかしながら、実際の設計においては杭頭結合部の安全性照査で応力値を許容応力度ぎりぎりにするような設計は、Fig. 4-3 で見たようにほとんど無いと言ってよく、杭頭結合部の構造上の重要性を考慮してもなおかなり安全側の状態にあると言えよう。より合理的な、換言すれば上部構造などの他の構造部分との安全性のバランスのとれた設計方法を確立するためには、実験、理論を通して、更なる努力が必要と考えられる。

参考文献

- 1) 日本道路協会：道路橋示方書・同解説、下部構造編、丸善、1980.
- 2) 日本道路協会：杭基礎設計便覧、pp. 276-299、丸善、1986.
- 3) 近田康夫、小堀為雄：杭頭結合部の応力照査式に関する一考察、土木学会中部支部研究発表会、1988. 3.
- 4) 近田康夫、小堀為雄：杭頭結合部の安全性評価法方に関する一考察、土木学会論文集 [登載決定]
- 5) 吉町太郎：鋼橋の理論と計算（改訂版）、pp. 208-9、石崎書店、1972.
- 6) 中島正毅、近田康夫、小堀為雄：杭頭結合部の安全性評価に関する一考察、土木学会第43回年次学術講演回講演概要集、I-251、1988. 10.
- 7) 中島正毅、近田康夫、小堀為雄：杭頭結合部の安全性評価に関する一考察、土木学会中部支部研究発表会、I-18、1989. 3.
- 8) 近田康夫、小堀為雄：杭頭結合部の安全性評価法方に関する一考察（要素の降伏に着目した安全性評価方法）、構造工学論文集、Vol. 35A、pp. 1269-1278、1989. 3.
- 9) Zienkiewicz, O. C. 著(吉識、山田監訳)：マトリックス有限要素法（3訂版）、pp. 371-390、培風館、1984
- 10) Owen, D. R. J. and Hinton, E. L. : Finite elements in plasticity -theory and practice-, pp. 249-253, Pineridge Press Ltd., 1980.
- 11) Chen, W. F. 色部 他監訳：コンクリート構造物の塑性解析、pp. 217-221、丸善、1985.
- 12) 山田嘉昭：塑性・粘弾性、pp. 103~104、培風館、1980.

第5章 結 論

本論文では、橋梁基礎の杭頭結合部における応力伝達機構を数値解析手法を用いて解明すると共に、杭頭結合部の安全性評価方法に検討を加えた。

杭頭結合部は上部構造から杭へと力を伝達する上で極めて重要な部位であるにも関わらず、その応力伝達に関しては不明な点が多いとされていた。現行の設計実務は、昭和47年に、それ以前の設計・施工例に基づいた一つのスタンダードとしての指針が示され、道路橋示方書・下部構造編を経て、杭基礎設計便覧に受け継がれた規定にしたがっている。内容的には、昭和47年から現在までの、主として実験的手法を通しての応力伝達、耐荷力評価、施工方法などの検討の結果から、杭周面の摩擦をある程度設計において考慮するという前進を見たものの、応力伝達機構の十分な解明が成されているとは言い難いのが現状である。こうした状況に立脚して、本論文では、より合理的な杭頭結合部の設計方法確立のための基礎的な研究として、数値計算手法を用いて、従来の実験的手法では難しかった、応力伝達に関わると考えられる因子に関するパラメトリック・スタディを通じて応力伝達機構の解明を試みた。さらに、数値計算結果から、杭頭結合部の安全性評価方法に関する若干の考察、提案を行った。

以下に、改めて本研究のまとめとして、各章の概要と得られた結果を列挙する。

第1章では、杭頭結合部の設計方法の変遷と従来の研究についてまとめ、現行設計での不明な部分、問題点と考えられる事項を指摘し、本研究の目的を明らかにした。

第2章では、杭頭結合部の応力伝達機構を、数値計算手法を用いて解析するための方法を検討した。基本的には、杭頭結合部が形状的には軸対称体であるが、荷重条件が非軸対称であるという特徴を鑑み、有限帯板法を軸対称体に適用した半解析的手法を採用した。この方法の採用より、計算機内でのメモリーを3次元解析に比較してかなり節約できると共に、杭頭結合部の形状特性を十分に考慮できることとなった。特に、メモリーの節約の効果は、ここで示した手法が、近年普及の著しいパーソナル・コンピューター上でも同様の検討が出来る可能性を示している。

杭頭結合部の応力伝達機構を解析するには、杭とフーチングとの境界面上での剝離、滑動現象を表現することが不可欠である。有限要素法における不連続境界面のモデル化手法としては、Goodman らに始まるジョイント要素を用いるのが一般的であるが、半解析的手法に適用可能なジョイント要素は未だ提案されていないので、本研究では新たに1つのモデルを定式化し、その挙動特性を評価した。

モデル計算の結果、ここで提案した半解析的手法に適用可能な軸対称ジョイント要素は、軸対称境界面上での剝離・滑動現象を十分に表現できることが確認できた。

第3章では、第2章で示した解析手法を用いて、杭頭結合部の応力伝達機構を解析した。

まず、既存の実験的研究の中でフーチングコンクリート内の応力分布を示しているものを選び出し、これらから、杭頭結合部における応力伝達機構の概要を把握した。続いて、数値解析モデルの説明を行い、解析結果の例を通じて、数値解析結果が実験結果とよく一致した傾向を示すことを示し、解析手法の妥当性を確認した。

従来の実験的検討から、杭頭結合部での応力伝達に影響する因子として、杭頭埋め込み深さ、中詰めコンクリート深さ、軸力の作用、杭周面の摩擦が指摘されている。本研究では、これらの諸因子に対して、杭頭埋め込み深さは現行の設計区分における結合方法A、結合方法Bをモデル化することで考慮した。中詰めコンクリート深さに関しては、結合方法A、結合方法B共に中詰め深さの異なるモデルを2、3設定した。軸力の寄与を見るためには、荷重条件を2通り（軸力の有無）設定し、杭周面摩擦の寄与を見るためにはジョイント要素の物性値（粘着力 C_j ）を2通り設定することで対応した。

得られた主な結果は、以下のようである。

- ①杭頭結合部の応力伝達機構への影響因子としては、杭周面摩擦の寄与が最も大きく、中詰めコンクリートおよび軸力はその効果を助長する因子であると言える。
- ②中詰めコンクリートは、杭の変形に関する抑制効果が大きいですが、中詰め深さとしては、結合方法Aで杭径程度、すなわち、フーチング下面までで充分と言える。また、結合方法Bに関しては、現行設計の通りに、杭径程度で充分であると言える。
- ③経年変化により、杭とフーチングの間の付着が断たれることが予想されるので、剝離発生後の応力分布に着目すれば、水平方向フーチングコンクリート支圧応力は、圧縮側（ $\theta = 0$ 子午面）のフーチング下面近傍に集中する。剝離、滑動の発生の結果、引っ張り側杭頭頂部と圧縮側フーチング下面近傍でテコ支持されるが、最大応力はフーチング下面に生ずる。応力を指標にして安全性を評価する場合には、このフーチング下面での水平支圧応力度を用いるべきである。
- ④杭周面の摩擦が小さな場合には、杭頭頂部の支圧応力が大きくなることから、鋼管杭に設けられているずれ止めは有効であるが、極端に大きな軸力が作用する場合を除いては、フーチング下面での応力の方が大きい。また、実験報告によれば、軸力が小さく、しかも鋼管杭を用いた場合、杭頭部にフーチングへの定着鉄筋を設けることは、杭の抜け出しを抑えることになるが、定着鉄筋の滑

りと同時に杭が降伏する傾向がみられ、急激な支持機構の変化により、杭が降伏に至ると考えられる。従って、地震などにより、剝離が生じ支持機構が急激に変化することを考えれば、定着鉄筋に依存せずに、杭の埋め込み深さを充分にとり、かつ杭周面の摩擦を増すことが有効と考えられ、この意味で杭基礎設計便覧の鋼管杭に関する方法は合理的なものと言える。

- ⑤杭頭結合部の最終体力の評価を行うような場合には、フーチング下面近傍の破壊により、支持機構が変化して行き、杭埋め込み部全体での破壊を考えることになり、軸力、水平力そしてモーメントの複合的な効果を考慮する必要がある。しかし、杭頭結合部の構造上からの重要性和、万一損傷や破壊が生じた場合にその修復が難しいことを考え合わせると、検討すべき限界状態としては使用限界を考えるのが妥当と考えられる。この観点に立てば、杭頭結合部の安全性の評価方法としては、最大支圧応力の生じるフーチング下面近傍に着目する方法が妥当と考えられる。
- ⑥鋼管杭は、フーチングに比較して剛性が大きい、肉厚が薄い、フーチング下面付近で折れ曲がりが生じ易い（変位図Figs. 3-27～3-32 参照）。また、一般的な強度のフーチングと中詰めコンクリートの打設の組合せにより破壊形式が杭の挫屈となる場合の多いことが報告されているので、杭の局部挫屈の考慮が検討項目として挙げられる。
- ⑦PC杭などのコンクリート系杭では、フーチングと剛性の値が近く、また肉厚も鋼管杭に比較してかなり大きいので、挫屈を考慮する必要はないが、フーチング下面近傍での応力集中を検討すべきであると考えられる。なぜならば、フーチング下面近傍では杭体の設計で考慮している応力状態ではなく、フーチングからの反力などのいわゆる端部効果が生じているからである。

第4章では、第3章の数値解析結果を受けて、杭頭結合部の安全性評価方法に関して検討した。

まず、現行の杭頭結合部の設計に準じて、フーチングコンクリートの支圧応力に着目した安全性評価方法に関して検討した。第3章より、フーチングコンクリート応力に着目する場合には、フーチング下面近傍での支圧応力を指標とするのが妥当であり、また、結合方法Aの方が結合方法Bに比較してより安全性が高いと考えられることから、結合方法Aに関して水平支圧応力に着目した安全性評価方法を取り上げた。有限要素解析結果から、水平支圧応力の杭周方向の分布は1次の余弦分布で近似できることから、トラス構造などにおけるアイバーの応力評価方法を参考にして応力分布を仮定し、安全性評価式を導出した。その際、杭周面摩擦および有効支圧域を考慮した。

その結果、杭周面摩擦を無視し、有効支圧域を $\pm \pi/2$ とした場合には、最大水平支圧応力値は、杭基礎設計便覧に規定された現行の安全性評価式による値の $4/\pi=1.27$ 倍となった（Eq. (4-3)）。また、水平支圧応力の最大値は、杭周面の摩擦の効果によって大きく減少することがわかり、また、有効支圧域を与える半

角 α が $\alpha \leq \pi/2$ の場合には、 α の減少にともなって最大水平支圧応力が急激に増加することが示された (Eq. (4-13), Fig. 4-2)。フーチング・コンクリートの乾燥収縮などにより杭周面の摩擦状態は、杭基礎設計便覧における鋼管杭のずれ止めのように物理的な摩擦構造を設けない限り、経年的に劣化すると考えるのが妥当であり、鋼管杭のようにずれ止めを設けないPC杭等のコンクリート系の杭の場合、杭周面摩擦係数の考慮もさることながら、境界面の接触条件の劣化による有効支圧域の減少の考慮も重要となるように思われる。

さらに、応力伝達機構と並んで、耐力評価あるいは安全性評価が杭頭結合部に関する重要関心事項である。現行の設計においては、フーチングコンクリートの応力や、杭頭補強鉄筋に着目した安全性評価を行うように規定しているが、杭頭結合部では、杭に着目した場合、杭体の設計において考慮されていない端部効果を含めて局所的な力を受けることから、杭頭結合部の安全性評価の照査項目として、杭の安全性評価も必要と考えられる。杭頭結合部の複雑な応力状態の下での安全性評価は、解析的な方法では困難であることから、数値解析手法が有効な手段となることは容易に推察できる。

そこで、有限要素法を用いて、杭頭結合部での応力状態を解析し、その結果を用いて、杭も含めた杭頭結合部全体の安全性の検討を試みる。その結果として、杭頭結合部において杭が十分に安全な状態にあれば、現行のフーチングコンクリート応力のみに着目した安全性照査方法の妥当性が確認できることになる。

具体的には、PC杭や、フーチングなどのコンクリート材料は、Mohr-Coulombの降伏条件に従うものとし、鋼管杭、補強鉄筋などの鋼材は、Von-Mises の降伏条件に従うものとして、要素毎に降伏に至るまでの余裕を計算し、杭頭結合部のどの部位が最も降伏に至り易いかを検討した。計算手法の制約から杭周面での摩擦が極端に小さな場合の解析の結果であることに留意する必要があるものの、以下のように結果を要約できる。

- ①PC杭では、杭頭頂部、杭、フーチング下面部の順に安全部位となった。すなわち、支圧応力 (σ_r あるいは σ_z) に着目した場合に最も危険側であったフーチング下面部が最も安全側となった。
- ②杭頭頂部、特に圧縮側杭頭頂部が最も危険部位となったのは、支圧応力のみに着目するのではなく、全ての応力成分を考慮した相当応力に基づく安全性評価指標を採用したため、より複雑な応力状態となる杭頭頂部が最も危険部位となったと考えられる。しかしながら、杭周面摩擦が極端に小さな値に設定されていることから (ジョイント要素の粘着力 $C_j=0.0$ MPa)、実際にはもっと安全側に移行するものと考えられる。
- ③したがって、PC杭では、フーチング下面部以上に杭が危険な部位となったことに着目すべきであり、杭頭結合部の安全性評価指標に杭の安全性評価も含めるべきであることを示していると言えよう。
- ④鋼管杭では、フーチング下面部のコンクリート、ずれ止めに隣接するフーチン

グコンクリートが危険側の部位となった。

- ⑤鋼管杭自体も、変位図を見る限りでは、フーチング下面位置での折れ曲がり変形が顕著であり、かなり危険側になるのではないかと思われたが、Von-Misesの降伏条件のもとではフーチングコンクリートに比較して十分に安全側となった。本研究では、鋼管杭を四辺形断面回転体要素で表現したが、要素厚がかなり薄いことを考えると、回転体シェル要素で表現した方がより実際の挙動を表現できたのではないかと思われる。また、座屈に関する破壊条件をさらに加える必要があるようにも考えられる。

以上、本研究を通じて、まず、杭頭結合部の数値計算手法の検討、数値計算による応力伝達機構の解明を試みた。本研究で示した数値計算手法は比較的メモリーの小さな電子計算機上への移植も可能である。また、杭とフーチングの境界面の表現のために新たに導入した「非軸対称問題に対応した軸対称ジョイント要素」も十分にその目的に叶うものであった。解析結果としては、杭周面とフーチングコンクリートの摩擦が応力伝達機構の最も大きな支配因子であることが示された。杭の周面摩擦が杭頭結合部の応力伝達機構に大きく影響することは従来の実験的手法による検討でも指摘されていたが、数値解析で確認できたことにより、今後は数値計算によるより詳細な検討が可能となったと言える。第1章で述べた、実験的検討と共に数値計算による検討が有力な手法となるという、本研究の考え方の妥当性が示せたことになる。

そして、この数値解析の結果を受けて、まず、現行設計の安全性評価方法に沿って、フーチングコンクリートの水平方向支圧コンクリートに着目した安全性評価式に若干の改良を行い Eq. (4-3) および Eq. (4-13) のように提案した（当面の改善）。さらに、杭も含めた形での杭頭結合部全体としての安全性評価方法について検討し、幾つかの着目点に関するインタラクション・カーブ（Figs. 4-18～4-24）の作成を試みた（将来への検討）。後者に関しては、さらに検討すべき課題、例えば、降伏条件の妥当性の検討、鋼管杭の座屈に関する破壊条件の検討、インタラクション・カーブの実際の設計への適用の検討などがあるものの、杭頭結合部の安全性評価方法の1つの方向を示すことが出来たと考える。

本研究がより合理的な杭頭結合部の設計方法確立への基礎資料として役立てば幸いである。

謝辞

本研究は、著者が1982年に金沢大学工学部建設工学科へ奉職してからの約7年間の研究成果を取りまとめたものである。学部の卒業研究では、地熱利用のヒートパイプ式道路融雪機構の研究、大学院の修士論文ではヒートパイプ式熱交換器による畜産廃棄物からの発酵熱抽出に関する研究と、主に環境工学畑の伝熱問題を取り扱い、土木工学系とはいえ構造工学とは余り馴染みの無かった著者が、母校へ奉職すると同時に、小堀為雄教授の指導の下に、構造工学を学び直し、有限要素法を駆使することとなって今日に至っている。これまで、蝸牛のごとき研究の進展を辛抱強く見守り、励まし、ご指導下さった小堀為雄先生には心から感謝する次第です。本研究をまとめるに当たっては、京都大学山田善一教授から適切な指導を賜り心から感謝致します。

研究中は、著者の所属する金沢大学工学部土木建設工学科の城戸隆良技官に作図や校正でお世話になりました。お礼申し上げます。また、学部卒業論文、大学院修士論文の指導を通じて、多くの方々からの協力を得ました。氏名を列举して、感謝の意を表す次第です。太田良二氏（現北陸日本電気ソフトウェア㈱）、吉田昭仁氏（現㈱横河橋梁製作所）、田中恵一氏（現鹿島建設㈱）、中島正毅氏（現㈱竹中工務店）。